



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

VÝVOJ VÝKONNÝCH FRÉZOVACÍCH NÁSTROJŮ S VYUŽITÍM CAD/CAM A ANALÝZY MECHANIZMU TVORBY TŘÍSKY

ON THE DEVELOPMENT OF POWERFUL MILLING TOOLS WITH CAD/CAM AND MECHANISM
OF CHIP PRODUCTION USE

DISERTAČNÍ PRÁCE
PhD THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Ing. JAN ZOUHAR

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

doc. Ing. MIROSLAV PÍŠKA, CSc.

BRNO 2009

Abstrakt

Tato disertační práce pojednává o způsobech návrhu, kontrole a simulaci tvorby třísky u čelních frézovacích nástrojů. V práci je využito analytických vztahů doprovázených experimentálním měřením pro získání hodnot obráběcích sil. Simulace tvorby třísky je vyhodnocena pomocí Explicitní metody konečných prvků (MKP). Je využito Lagrangeovy a SPH formulace. Materiálový model je použit Johnson-Cook.

Dále jsou provedeny tři způsoby hodnocení čelních fréz: analyticky, pomocí implicitní MKP a explicitní MKP. Analytickým modelem a výpočtem implicitní MKP je realizována kontrola napětí a průhybu nástroje. U explicitní MKP je také hodnocena tvorba třísky a silové působení. Výsledné hodnoty jsou porovnány s experimentem a teorií a dalšími autory.

Abstract

This PhD thesis is focused on methods of design, control and simulation of chip generation during shoulder milling. In the paper several analytical methods with experimental measurements are used to assess values of cutting forces. Simulation of process of chip generation is evaluated using Explicit Finite Element Analysis (FEA). Lagrangian and SPH formulation is used. Material model is set to Johnson-Cook.

Three ways of evaluation of face milling cutters are completed: analytical, calculated using implicit FEA and using explicit FEA. Using analytical methods and implicit FEA a check of stresses in the tool and its deformation are conducted. Using explicit FEA chip generation and forces in system are evaluated as well. Results are compared to experiments and to work of other authors.

Bibliografická citace

ZOUHAR, J. Vývoj výkonných frézovacích nástrojů s využitím CAD/CAM a analýzy mechanismu tvorby třísky: Disertační práce. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie, 2009. 104 s, 7s příloh. Vedoucí disertační práce Doc. Ing. Miroslav PÍŠKA, CSc.

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem disertační práci vypracoval samostatně a že všechny použité literární zdroje jsem správně a úplně citoval.

V Brně dne 25.5.2009

.....
Ing. Jan ZOULAR

Poděkování

Děkuji tímto svému školiteli doc. Ing. Miroslavu Píškovi, CSc. za odborné vedení, množství cenných rad, připomínek a za vynikající zabezpečení mého doktorského studia, bez kterého bych tuto práci nemohl dokončit. Dále děkuji všem kteří se podíleli odbornou radou, nebo materiálním zabezpečením na vzniku této práce. Současně chci poděkovat rodičům, přítelkyni, všem kolegům a blízkým za jejich podporu a trpělivost, kterou mi věnovali v průběhu celé doby postgraduálního studia.

Klíčová slova

Stopková fréza, MKP, explicitní MKP, Johnson-Cook, SPH, LS-DYNA, silové zatížení.

Key words

End mill, FEM, Explicit FEM, Johnson-Cook, SPH, LS-DYNA, Force loading.

Obsah

1. ÚVOD	8
1.1. Cíle disertační práce	9
1.2. Současný stav návrhu a kontroly čelních fréz	10
1.3. Současný vývoj simulací obrábění	10
2. ANALÝZA TVORBY TŘÍSKY	12
2.1. Matematický model ortogonálního řezání	12
2.2. Řezné síly při frézování	17
2.2.1. Analytické vyjádření	18
2.2.2. Vztah velikosti opotřebení nástroje a jeho zatížení	19
2.2.3. Měření řezných sil při obrábění	21
2.3. Experimentální ověření silového působení	23
3. SIMULACE TVORBY TŘÍSKY	28
3.1. Explicitní metoda MKP	28
3.1.1. Implicitní časová integrace	28
3.1.2. Explicitní časová integrace	29
3.2. Vlastnosti explicitní MKP	30
3.2.1. Kritická hodnota časového kroku	30
3.2.2. Jednobodová integrace prvku	31
3.2.3. Hourglassing	32
3.3. Formulace explicitní MKP	33
3.3.1. Lagrangeova formulace	33
3.3.2. Eulerova formulace	34
3.3.3. ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) formulation	34
3.3.4. SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics)	34
3.4. Materiálové modely v explicitní MKP	35
3.4.1. Lineárně plastický model	35
3.4.2. Model Johnson-Cook	35
3.4.3. Model Zerilli-Armstrong	37
3.5. Kritérium porušení materiálu	38
3.5.1. Kritérium Johnson-Cook	40
3.5.2. Kritérium redukovaného přetvoření	41
3.6. Modelování porušení materiálu	41

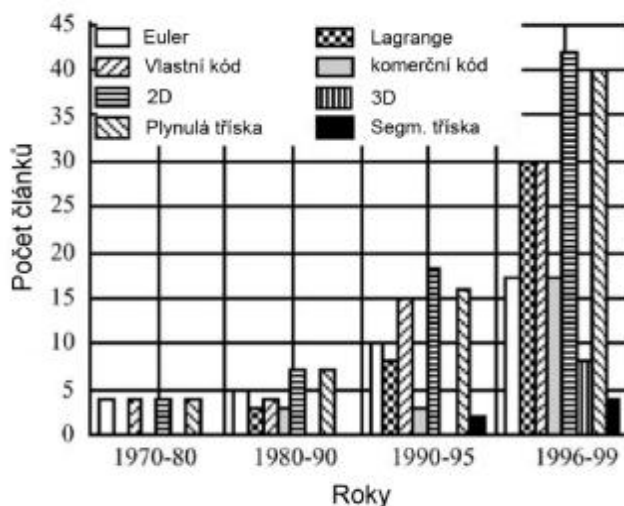
3.7. Tření na rozhraní nástroj - tříska	42
3.8. Výpočtová simulace	44
3.8.1. Kritérium redukovaného přetvoření.....	44
3.8.2. Johnson-Cook	49
3.8.3. SPH	56
4. ANALYTICKÉ KONTROLNÍ VÝPOČTY STOPKOVÉ FRÉZY	58
4.1.1. Namáhání břitu a zubu nástroje	58
4.1.2. Namáhání nástroje na ohyb	59
5. KONTROLNÍ VÝPOČTY FRÉZY POMOCÍ IMPLICITNÍ MKP.....	61
5.1. Postup výpočtu.....	61
5.1.1. Geometrický model nástroje.....	62
5.1.2. Zatížená plocha	64
5.1.3. Výpočtová analýza.....	65
5.1.4. Materiál nástroje	66
5.1.5. Výsledky MKP	67
6. KONTROLNÍ VÝPOČTY FRÉZY POMOCÍ EXPLICITNÍ MKP.....	73
6.1.1. 2D analýza	73
6.1.2. 3D analýza.....	76
6.1.3. Výsledky simulací.....	78
7. PERSPEKTIVA DALŠÍCH PRACÍ.....	82
8. ZÁVĚR.....	83
SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ.....	84
SEZNAM OBRÁZKŮ	93
SEZNAM TABULEK.....	95
SEZNAM SYMBOLŮ	96
SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK	101
SEZNAM VLASTNÍCH PRACÍ VZTAHUJÍCÍ SE K TÉMATU DISERTAČNÍ PRÁCE	102
SEZNAM PŘÍLOH	104

1. ÚVOD

Jednou z nejvíce používaných metod výroby součástí je obrábění. Dnes se používá řada operací soustružení, frézování, vrtání, broušení, atd. i jejich kombinací. Výzkum a vývoj těchto technologií má dlouhou tradici. O počátcích obrábění kovů v podobě podobné dnešním podmínkám lze mluvit od počátku průmyslové revoluce v 18. století. Značný rozvoj nastal zejména v 19. a 20. století, kdy vznikají i první teorie řezání. Od té doby vzniklo již tisíce studií, zabývajících se řezným procesem a jeho optimalizací pro veškeré metody obrábění.

Před samotným studiem frézovacího procesu, studovaného v této práci, je nutné porozumět obecnému problému řezání. V tomto procesu je třeba charakterizovat materiál a jeho chování z celé řady hledisek. Historicky vzato, mnoho teorií bylo popsáno zejména pro ortogonální obrábění a modely popisující tvorbu třísky a proces řezání. Jsou to především Piispanenův „kartový model“ (1930), Merchantův silový model (1945) a Oxleyho teorie rovnoběžných skluzových pásem (1960) [1]. Problémem těchto analytických modelů je však reálné chování materiálu za konkrétních řezných podmínek a jeho popis.

Modely uvedené výše jsou pouze teoretické pro vývoj nových výkonných nástrojů a jsou jen obtížně použitelné na dnešní podmínky obrábění. Zde má nezastupitelnou roli testování nových nástrojů. Testy obvykle probíhají se zaměřením na jednotlivé fyzikálně-materiálové parametry. Ovšem mnoho z důležitých parametrů, které ovlivňují výsledný řezný proces, jsou i nadále málo dostupné. V těchto úlohách a pro zefektivnění celého procesu návrhu nástroje vystupují dnes do popředí zejména numerické simulační metody. Při použití těchto metod lze minimalizovat množství experimentů a prototypových nástrojů. Tím je ušetřen vývojový čas, finanční a materiálová náročnost celého procesu inovace. O významu této oblasti svědčí například ustanovení zvláštní pracovní skupiny „Modelling of Machining Operations“ (Modelování obráběcích operací) organizace CIRP (College International pour la Recherche en Productique), pracující zejména v letech 1996-1997 [2]. Obsaženo bylo celkem 55 dílčích podskupin, ze kterých se 43% zabývalo empirickými modely, 32% analytickými modely a 18% numerickými modely. Jako dominantní numerická metoda byla tzv. Metoda konečných prvků (MKP). Tato metoda byla vyvinuta v 60. letech 20. století. Již v 70. letech se objevují první simulace obrábění [3]. Tyto simulace jsou založeny na vlastnoručně naprogramovaných MKP kódech. Řezné nástroje byly ve značně zjednodušené formě a jednalo se zejména o ortogonální obrábění. S nárůstem výpočetních možností osobních počítačů kolem 90. let vzniká mnoho komerčních programů, ve kterých je možné provádět náročnější simulace. Byly to zejména programy NIKE2, ABAQUS/Standard, MARC, DEFORM 2D, FORGE 2D, ALGOR, FLUENT, ABAQUS/Explicita a LS DYNA. Přehled vývoje těchto simulací je uveden na Obr. 1.1. Databázi prací se souhrnně zabývá například Mackerle [4,5].



Obr. 1.1 Vývoj publikací o modelování řezání [6].

1.1. Cíle disertační práce

Cílem disertační práce je ověření možnosti použití výpočetních metod pro konstrukci a kontrolu frézovacích nástrojů se současným hodnocením utváření třísky. Dílčí cíle disertační práce lze shrnout do těchto oblastí:

- stanovení silového zatížení nástrojů při obrábění s uvažováním opotřebení a realizace experimentu pomocí měřící aparaturou KISTLER pro porovnání s matematickými modely,
- matematický model ortogonálního řezání, simulace tvorby třísky pro ortogonální řezání ve 2D a 3D za podmínek porušení (daných Johnson-Cookovým vztahem, maximálního redukovaného přetvoření a SPH),
- stanovení deformace a napětí nástroje s využitím analytických vztahů, kontrolní výpočty čelní frézy pomocí implicitní MKP,
- stanovení deformace a napětí nástroje (MKP);
- simulace tvorby třísky pro frézování ve 2D a 3D, analýza zatížení nástroje,
- experimentální ověření silového působení,
- rozbor a zpracování výsledků.

Metodické postupy

Návrh výpočtů v této práci vychází z jednodušších ke složitým simulacím frézování na závěr. Pro pochopení celého procesu jsou uvedeny teoretické modely řezání a analytické metody k získání působících sil při frézování. V návaznosti na teoretické modely je provedena simulace tvorby třísky pro ortogonální obrábění a tyto simulace jsou ověřeny experimentálně. Dále navazují metody pro kontrolu stopkových fréz. Jedná se o analytický model, výpočet napjatosti a deformace nástroje pomocí implicitní MKP. Na závěr je provedena simulace celého procesu frézování společně s utvářením třísky za použití explicitní MKP, využívající ověřené simulace ortogonálního řezání. Tento postup byl proveden na reálných nástrojích předního českého výrobce. Výpočetní metody byly srovnány s experimenty provedenými na Ústavu strojírenské technologie FSI VUT v Brně.

1.2. Současný stav návrhu a kontroly čelních fréz

Stopkové frézy se zuby ve šroubovici jsou jedním z nejpoužívanějších nástrojů při frézování. V posledním vývoji na trhu převažují nástroje ze slinutých karbidů, ovšem nezastupitelnou úlohu mají nástroje z rychlořezných ocelí (HSS). Tyto nástroje jsou navrhovány dodnes jen ze zkušeností konstruktéra a za pomoci odhadovaných parametrů, většinou experimentálně zjištěných. V důsledku nižšího Youngova modulu se u nástrojů z HSS ve větší míře projevuje průhyb a napětí nástroje vlivem zatížení [7, 8]. Průhyb nepříznivě ovlivňuje geometrii, rozměry a kvalitu obrobenej plochy. Při obrábění dochází k opotřebení nástroje, jehož důsledkem je zvětšení řezných a pasivních sil, které je nutno zahrnout do výpočtů nástroje. Výpočty lze provést analyticky nebo pomocí metody konečných prvků (MKP) [8, 9]. V obou případech je nutno znát přesný geometrický model nástroje, průběh silového zatížení a materiálové konstanty.

Analytické výpočty zabývající se pevností nástroje řeší mnoho autorů v publikacích pro konstrukci nástrojů. Podrobně se jimi zabývá Řasa [10], Papež [11] a Tlustý [7]. Tlustý se více zabývá vlivem vibrací na řezný proces. Deformace stopkových fréz při obrábění je popsána Budakem [12, 13], tento zde stanovuje analytické vztahy pro výpočty, včetně odvození průřezových charakteristik složitých nástrojů. Je zde i nastíněno zpracování pomocí MKP. Porovnáním MKP, analytického řešení a experimentálních měření se věnuje Salgado [8] a Uhlmann pro mikroobrábění [14], zabývá se také vlivem upnutí nástroje a jeho deformací. Tito autoři ale neuvažují vliv opotřebení na změnu sil působících na nástroj, a tím pádem změnu jeho deformace v průběhu obrábění. Vlivu opotřebení na nástroj a silové působení se věnuje Píška [15, 16], Sarhan [17] a Lee [18].

1.3. Současný vývoj simulací obrábění

Simulace obrábění pomocí MKP je typickou nelineární úlohou. Úspěšně lze využít její explicitní vyjádření. V oblasti explicitní MKP je několik formulací, zde jsou uvedeny čtyři

nejvýznamnější, které můžeme použít ve výpočtech. Jsou to Lagrangeova, Eulerova, ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) a SPH (Smooth Particle Hydrodynamice). V této práci je použita formulace Lagrangeova a SPH. Důležitou roli u Lagrangeovy formulace hraje kritérium porušení materiálu. Je důležité pro popsání a tvorbu třísky. Celá řada těchto kritérií je implementována do MKP programů [19]. Další metoda je generování nové sítě (remeshing), tato metoda poskytuje jedny z nejlepších výsledků [20-23], ale je velmi výpočetně náročná, proto se hodí jen pro malé úlohy a krátké časy. Model materiálu lze určit dle několika kritérií. Požadavky kladené na model jsou, postihnout velké plastické deformace, rychlosti deformací, odpevnění - zpevnění a chování za vysokých teplot. Materiálů byla vyvinuta celá řada přehled uvádí Liang [24] a Bořkovec [25]. V této práci je využit model Johnson-Cook a kritérium redukováného přetvoření.

Z výpočetních úloh je nejvíce zastoupena v literatuře aplikace ortogonálního řezání ať již pro 2D, nebo pro 3D úlohy [4, 5, 37]. Vyskytují se i úlohy řešící povlakované nástroje [26, 27], otázku opotřebení [28,29] a mnoho dalších [30-36]. Další aplikace jako je vrtání frézování a broušení nejsou tak zastoupeny z důvodu složitosti a nutnosti použití 3D analýz tyto vznikají až v několika posledních letech. Analýze vrtání a otřepů se věnuje Choi [38]. Petrariu [39] používá pro hodnocení HSC vrtání program Advantedge a jeho modul pro automatickou generaci vrtáku. Miller [40] řeší problematiku tření u procesu vrtání a stanovuje vlastní model pro tuto aplikaci.

Analýzy frézování se také objevují až v několika posledních letech. Starší práce jsou značně zjednodušeny. Jde spíše o kombinaci modelu ortogonálního řezání a rotačního pohybu nástroje [41]. Komplexními analýzami všech obráběcích operací i frézování se zabývá Pantalé [42]. Podobnou práci a simulaci tvorby třísky pro nástroj s kulovým čelem uvádí Soo [43]. Pokročilé analýzy provádí Saffar [44], pro hodnocení také využívá J-C model a celý nástroj (stopková fréza). Tento model byl však velmi zjednodušen a mohou zde být velké chyby z důvodu koncentrace napětí na ostrých hranách. Ve svém hodnocení srovnává silové působení a ohyb nástroje s experimentálním měřením. Průběhy obou experimentu i simulace se shodují. Průběh silové výslednice nemá cyklický charakter, který je charakteristický pro frézovací operace, takže některý řezný parametr byl patrně proměnný (celá soustava mohla být ovlivněna nestabilitou řezného procesu).

Maurell [45] využívá zpětného procesu získávání parametrů do materiálového modelu pomocí testů a následné simulace. Ten nástroj i obrobek charakterizuje obráběcí proces již s dostatečnou přesností.

V oblasti České republiky jsou tyto simulace téměř na začátku. Skupina třískového obrábění VCSVTT, ČVUT v Praze pracující se softwarem AdvantEdge přináší nové výsledky zejména ve 2D simulacích a při simulaci vrtání [46]. Na VUT v Brně se zabýval porušováním kovů Bořkovec [25], který aplikoval tyto metody na simulace odstříhování hlav šroubů. Stanovením parametrů J-C a testu ocelí se zabývá Forejt [47] a Buchar [48]. Na ÚST FSI VUT v Brně je tato práce novým trendem v simulacích a navazuje na rozsáhlé experimentální práce a zkušenosti s testováním nástrojů a nových technologií.

Vývoj v těchto oblastech simulací je dnes podpořen mj. dostupnou výpočetní metodou a mnoho autorů přechází na pokročilejší analýzy, jako jsou právě simulace frézování a vrtání. V budoucí době lze očekávat stále více publikací na dané téma u nás i v zahraničí.

2. ANALÝZA TVORBY TŘÍSKY

Při obrábění je jedním z nejvýznamnějších parametrů ovlivňující řezný proces tvar a mechanismus utváření třísky. Tento proces je doprovázen elastickými a plastickými deformacemi až k lomu materiálu, který probíhá za vysokých rychlostí, teplot a tlaků. Proto je jejich studium velmi obtížné. Byla vyvinuta řada matematických modelů popisujících tento proces utváření třísky. Žádný z těchto modelů ovšem není zcela korektní pro celé spektrum materiálů a podmínek obrábění. Jednou z cest pro úspěšné simulace utváření třísky je i použití MKP.

2.1. Matematický model ortogonálního řezání

Pro většinu obráběcích operací můžeme zavést zjednodušení, při kterém je nástroj a obrobek ve vzájemně nejjednodušší interakci. Tomuto nastavení říkáme ortogonální řezání. V této pozici můžeme také hodnotit pásma smykových napětí a další deformační zóny. Mluvíme o tzv. “idealizaci” obrábění.

Ortogonální (pravoúhlé) řezání je případ obrábění, kdy je zkoumaný proces sledován v ortogonální nástrojové rovině a ostří nástroje je kolmé k směru hlavního pohybu. Dále jsou dodrženy následující předpoklady [49]:

- nástroj je ostrý a nenastává kontakt mezi hřbetem nástroje a obrobkem,
- plocha maximálních smykových napětí je rovina vycházející z ostří,
- ostří je rovná přímka kolmá na směr pohybu,
- tříska odchází pouze do jednoho směru,
- šířka řezu je konstantní,
- šířka nástroje je větší než šířka obrobku,
- řezná rychlost je konstantní,
- plynulá tříska je vytvářena bez nárůstu na břitu nástroje,
- smyková a tečná napětí v oblasti stříhové roviny a čela nástroje jsou rozmístěna stejnoměrně,
- v kořenu třísky se předpokládá dvouosá napjatost a trojosá deformace,
- materiál nástroje i obrobku jsou izotropní.

Tento model je nejbližší technologii hoblování a soustružení diskovitých součástí.

Oblast materiálu, ve kterém dochází účinkem řezného nástroje k jeho přetvoření na třísku, nazýváme kořenem třísky. Kořen třísky obsahuje tři výrazné oblasti plastické deformace, Obr. 2.1:

- oblast primární plastické deformace materiálu I – v rovině maximálních smykových napětí vymezené rovinou \overline{AB} (skloněnou pod úhlem střižné roviny Φ),
- oblast sekundární plastické deformace materiálu II – zahrnuje tření třísky po čele nástroje mezi body \overline{AC} ,
- oblast terciální plastické deformace materiálu III - mezi body \overline{AD} , zahrnuje tření nástroje o obrobený povrch materiálu a má vliv na výslednou kvalitu obrobeného povrchu.

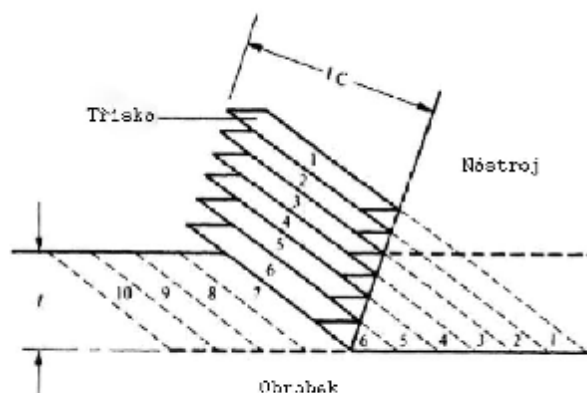


Obr. 2.1 Oblasti plastických deformací v kořenu třísky

Tento zjednodušený model definuje oblast primární plastické deformace jako převážně rovinnou. Nicméně pro reálné nástroje s konečným poloměrem zaoblení dochází v těsné blízkosti ostří nástroje k zakřivení této roviny do tvaru logaritmických spirál sledujících místa vzniku maximálních smykových napětí a zasahujících až pod obrobený povrch.

Již na počátku třicátých let 19. století se objevují první modely ortogonálního řezání. Piispanen [49] uvádí svůj „kartový model“ (Obr. 2.2). Předpokládá, že materiál je oddělován ve vrstvách které jsou skloněny v úhlu střižové roviny Φ , při pohybu nástroje směrem do obrobku nastává pohyb těchto vrstev po sobě a oddělování nových. Model má ovšem mnoho zjednodušení a nedostatků, lze ho považovat ze velmi hrubý. Jeho nedostatky jsou zejména [49]:

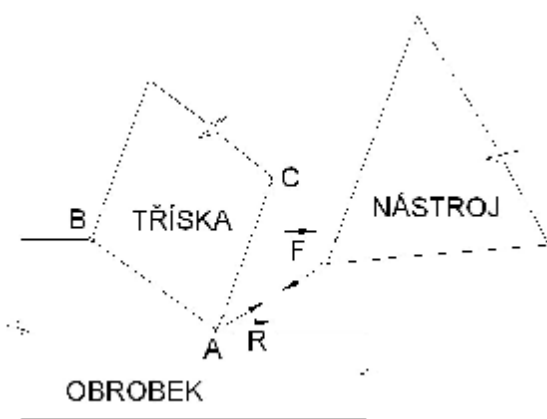
- zveličení nehomogenity napětí,
- uvažuje tření jako elastické nikoli plastické,
- předpokládá smykové napětí jako dokonale rovinnou plochu,
- neuvažuje vliv nárůstku,
- ovlivňuje libovolný výpočet úhlu střižné roviny Φ ,
- nevysvětluje vlnité třísky a nedokáže zjistit kontaktní oblast mezi třískou a obrobkem.



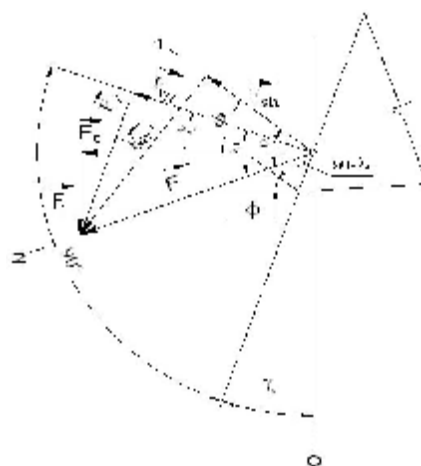
Obr. 2.2 Piispänenův idealizovaný model řezání [1].

Jedním z nejpoužívanějších modelů pro popis tvorby třísky je Merchantův model. Tento model je založen na principu minimální energie, předpokládá že úhel stříhové roviny Φ (maximálního smykového napětí) bude mít takovou velikost, ve které je celková práce řezání minimální. Dalším předpokladem je, že síly působící ve střížné rovině jsou si rovné. Odtud lze odvodit vztah pro výpočet Φ [16, 50]:

$$f = \frac{p}{4} - \frac{1}{2}(l_t - g_o) \quad (2.1)$$



Obr. 2.3 Technologická konvence silového působení



Obr. 2.4 Rozložení sil dle Merchanta

Ze vzorce (2.1) lze vyvodit, že úhel Φ je závislý na úhlu čela γ_o a na třecím úhlu λ_r . Merchantem byl také uveden rozklad působících sil na nástroj. Tento se stal základem konvencí pro teorii obrábění. Síly spojené s obráběním a nástrojem jsou označovány symbolem F a síly spojené s vnitřním řezným odporem materiálu jako R . Tyto síly jsou stejně velké, avšak opačně orientované (Obr. 2.3). Při přemístění působíště na ostří nástroje jsme schopni rozložit síly pomocí Thaletových kružnic do různých směrů (Obr. 2.4).

Analytické vyjádření sil :

$$F_{sh} = F_c \cdot \cos f - F_f \cdot \sin f, \quad (2.2)$$

$$F_{shN} = F_c \sin f + F_f \cos f = F_{sh} \operatorname{tg}(f + l_t - g_o). \quad (2.3)$$

Síly působící na čelo nástroje:

$$F_g = F_f \sin g_o + F_c \cos g_o; \quad (2.4)$$

$$F_{gN} = F_f \cos g_o - F_c \sin g_o. \quad (2.5)$$

Součinitel tření na čele nástroje $m = \operatorname{tg} l_t$ lze odvodit dosazením vztahu (2.4), (2.5)

$$m = \frac{F_g}{F_{gN}} = \frac{F_c + F_f \cdot \operatorname{tg} g_o}{F_f - F_c \cdot \operatorname{tg} g_o}. \quad (2.6)$$

Napětí v maximální smykové rovině lze stanovit pomocí výše uvedených sil působících v této rovině:

$$t_{sh} = t_{xy} = \frac{F_{sh}}{A_{sh}}, \quad (2.7)$$

kde, A_{sh} je plocha roviny maximálních smykových napětí:

$$A_{sh} = \frac{h_D \cdot b_D}{\sin f}, \quad (2.8)$$

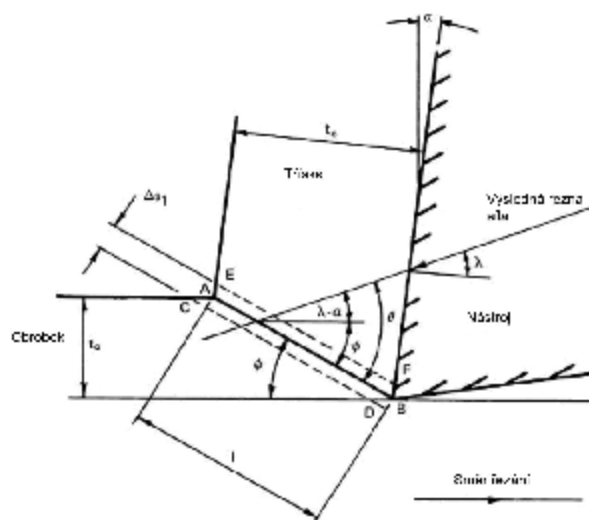
kde h_D je tloušťka odebírané vrstvy a b_D je šířka odebírané vrstvy. Pak

$$t_{sh} = \frac{(F_c \cos f - F_f \sin f) \sin f}{h_D \cdot b_D}. \quad (2.9)$$

Poté lze definovat smluvní napětí normálové jako:

$$s_x = \frac{F_{shN}}{A_{sh}} = \frac{F_c \sin f + F_f \cos f}{h_D \cdot b_D}. \quad (2.10)$$

Merchantův model dovoluje výpočet silového působení v primární i sekundární zóně deformace. Model ovšem při aplikaci širokého spektra materiálů a řezných podmínek neodpovídá experimentálním výsledkům [1,49]. Určitým rozšířením a přiblížením reálným dějům je Oxleyho model, který již neuvažuje oblast maximálních smykových napětí jako



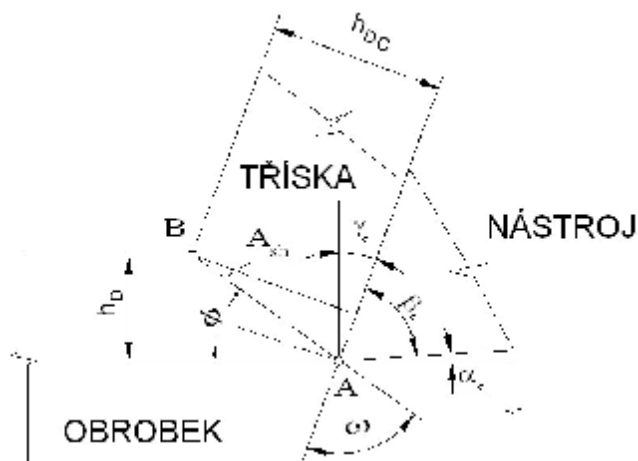
V dalších letech bylo uvedeno velké množství modelů popisujících střížný proces, zejména úhel střížné roviny: Oxley, Ernst-Merchant, Lee-Shaffer, Hücks, De Chiffre a další.

Tab. 2.1. Výpočty úhlu roviny maximálních smykových napětí dle různých autorů [49]

Autor	Rovnice
Ernst a Merchant (1941)	$f = \frac{p}{4} - \frac{1}{2}(l_t - g_o)$
Merchant (1945)	$f = \frac{c}{2} - \frac{l_t}{2} + \frac{g_0}{2}$
Palmer-Oxley	$f = 50 - 0,80 \cdot (l_t - g_0)$
Herman	$f = 90^\circ - \frac{(90^\circ - g_0) + t + t_0}{2}$
Lee s Shaffer	$f = \frac{p}{4} - l_t + g_0$
Hücks	$f = \frac{p}{4} - \frac{tg^{-1}2m}{2} + g_0$
De Chiffre	$\cos 2(f - g_0) = \frac{2K^2}{1 + \left(\frac{K}{\cos g_0} - tg g_0 \right)^2} - 1$

Úhel střížné roviny je možné také vypočítat pomocí součinitele přechování třísky Λ . Součinitel lze definovat jako poměr tloušťky odebrané třísky h_{DC} a tloušťky třísky odebrané h_D (Obr. 2.6). Takto lze odvodit vztah [16]

$$\cot gf = \frac{\Lambda - \cos d_0}{\sin d_0} \quad (2.11)$$



Obr. 2.6 Model pro odvození vztahu mezi úhlem střížné roviny a součinitelem přechování třísky [16].

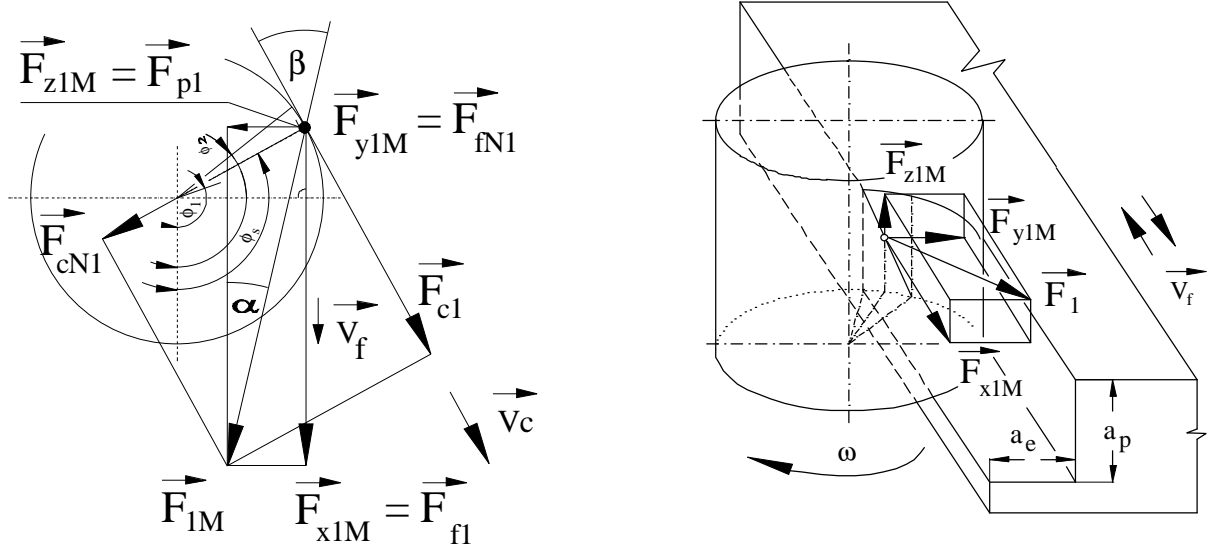
2.2. Řezné síly při frézování

Zatížení řezného nástroje při obrábění je realizováno zejména působením odporu obrobku proti břitu nástroje. Síly jsou rozloženy na celém břitu v axiálním směru a jsou závislé na jeho poloze. Tyto síly vyvolávají deformaci nástroje která se projevuje jako rozměrová chyba obrobeného povrchu. Níže popsané vyjádření těchto řezných sil neuvažuje tuto deformaci, síly jsou odvozeny pro tuhý nástroj.

Vyjádření celkových sil F_j působících na řezný nástroj (obrobek) je možno realizovat v různě orientovaných kartézských souřadných systémech:

- souřadný systém řezného nástroje (F_c, F_{cN}, F_p);
- souřadný systém obráběcího stroje (F_x, F_y, F_z);
- souřadný systém měřicí aparatury Kistler (F_x, F_y, F_z);
- nebo souřadný systém uvažující bod ostří a ortogonální rovinu hlavního ostří (F_{sh}, F_{shN}, F_{tr}).

V těchto souřadných systémech je celková síla působící na nástroj rozložena na jednotlivé silové složky (Obr. 2.7). Použité souřadné systémy jsou v souladu s ČSN ISO 3002.



Obr. 2.7 Fyzikální model zatížení řezného nástroje (obrobku) v průběhu obrábění.

2.2.1. Analytické vyjádření

Řezné síly jsou u frézování nástrojem se zuby ve šroubovici závislé na úhlu záběru φ , poloměru nástroje R a sklonu šroubovice λ_s . Tyto hodnoty řídí průřez třísky A_D . Vyjádření složek elementární síly [7, 18,16] pro zub j frézy je uvedeno v rovnicích:

$$dF_{cj}(j, z) = K_t h_j(j, z) dz, \quad (2.12)$$

$$dF_{cnj}(j, z) = K_r dF_{cj}(j, z), \quad (2.13)$$

kde tloušťku třísky h_j lze vyjádřit podle:

$$h_j = f_z \sin j_j(z), \quad (2.14)$$

kde z je axiální hloubka řezu. Velikost úhlu φ_j je závislá nejen na pootočení zubu frézy, ale také na umístění vyšetřovaného elementu v axiálním směru na šroubovici zubu. Závislost lze vyjádřit:

$$j_j(z) = j + j_p - k_b, \quad (2.15)$$

kde $\varphi_p = 2\pi/N$ a $k_\beta = (\tan\beta)/R$; β je úhel stoupání šroubovice a N , R je počet zubů a poloměr nástroje.

K_b , K_r z (2.12)(2.13) závisí na jmenovité tloušťce třísky h_a , na materiálu nástroje a obrobku.

$$K_t = K_T h_a^{-p}; \quad (2.16)$$

$$K_r = K_R h_a^{-q}. \quad (2.17)$$

Konstanty K_T , K_R , p a q jsou zjištěny experimentálně pro danou dvojici nástroj-obrobek. Elementární řeznou sílu je možno také transformovat do souřadného systému ztotožněného se směrem posuvu nástroje:

$$dF_{xj}(j, z) = -dF_{cj}(j, z) \cos j_j(z) - dF_{cNj}(j, z) \sin j_j(z); \quad (2.18)$$

$$dF_{yj}(j, z) = dF_{cj}(j, z) \sin j_j(z) - dF_{cNj}(j, z) \cos j_j(z). \quad (2.19)$$

Zjednodušeně uvádí vztah mezi složkami řezných sil pro frézu se zuby ve šroubovici Tlustý [7], který předpokládá že,

$$\Delta F_c = 0,3 \Delta F_{cN}. \quad (2.20)$$

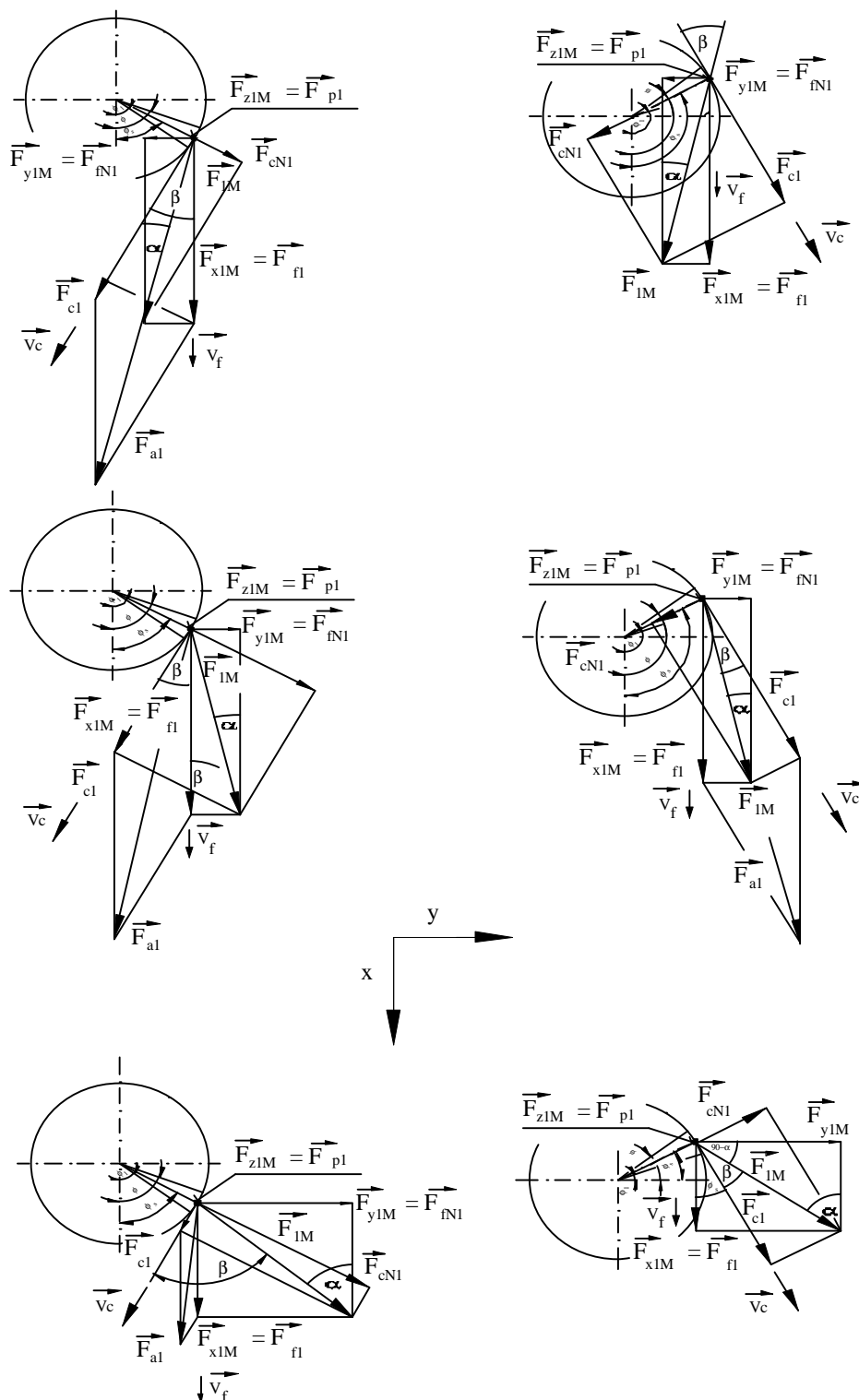
2.2.2. Vztah velikosti opotřebení nástroje a jeho zatížení

Pomocí rovnic (2.12), (2.13) lze vyjádřit elementární řeznou sílu v čase t . Při obrábění dochází k opotřebení nástroje, a tím ke změně jeho geometrie, což je dále doprovázeno změnou řezné síly. Tato změna v průběhu životnosti nástroje dosahuje hodnot 200 %, výjimečně až 300 % [16]. Obě složky síly se mění nerovnoměrně, takže v průběhu obrábění se mění i směr působících sil (Obr. 2.8). Na začátku řezu může být nástroj v důsledku pozitivního úhlu čela vtahován do řezu a na konci obrábění, kdy je fréza zcela opotřebovaná, se od obrobeného povrchu výrazně odtlačuje [15]. Tuto změnu můžeme kvantifikovat (v závislosti na čase t v souřadném systému pro ortogonální rovinu řezu) rovnicemi:

$$dF_h = \frac{\partial F_h}{\partial t} \cdot dt = \frac{\partial F_h}{\partial g_o} \cdot dg_o + \frac{\partial F_h}{\partial r_n} \cdot dr_n + m \cdot dF_v + \frac{\partial F_h}{\partial R_a} \cdot dR_a, \quad (2.21)$$

$$dF_v = \frac{\partial F_v}{\partial t} \cdot dt = \frac{\partial F_v}{\partial VB} \cdot dVB + \frac{\partial F_v}{\partial r_n} \cdot dr_n, \quad (2.22)$$

kde γ_0 je ortogonální úhel čela, r_n je rádius řezné hrany, μ je Newton-Colombův koeficient tření a VB je šířka plochy opotřebení na hřbetu nástroje [15, 17].



Obr. 2.8. Silový rozklad v průběhu opotřebení pro sousledné (vpravo) a nesousledné (vlevo) frézování [15].

Sledovaným kritériem opotřebení nástroje není jen řezná síla, která je v praktických aplikacích jen těžko měřitelná. Jsou to především jevy, které jsou sledovány obsluhou stroje: změna tvaru a barvy třísky, zvukové projevy, kvalita obrobeného povrchu a v nejhorších případech i lom nástroje.

Při hodnocení pevnosti nástroje během rozvoje opotřebení je hlavním kritériem změna silového působení popsaná v rovnicích (2.21)(2.22). Změna tvaru a velikosti funkčních ploch nástroje (čela a hřbetu) má vliv na zvýšení sil, ale tato změna tvaru je pro celkovou pevnost nástroje zanedbatelná. Úběr materiálu nástroje se pohybuje u stopkových fréz v desetinách milimetru, což nemá vliv na průřezové charakteristiky geometrie nástroje.

2.2.3. Měření řezných sil při obrábění

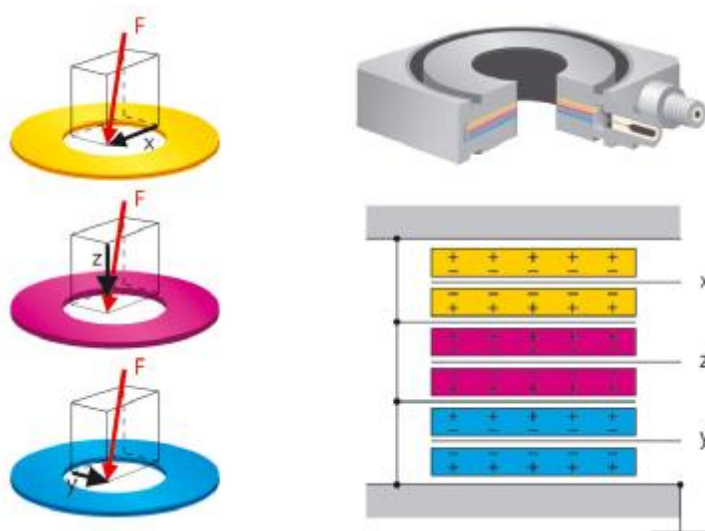
Při studiu řezných sil je zapotřebí jejich experimentální ověření. Pro tyto zkoušky byly vyvinuty speciální přístroje a metody. Měření sil lze realizovat pomocí dvou základních metod: měření přímou a nepřímou metodou.

Nepřímá metoda vychází z měření rozdílu příkonu a výkonu stroje. Při měření je použita měřicí aparatura nebo ampérmetr. Při tomto způsobu měření je z odečtených hodnot vypočtena hodnota celkové síly, značnou nevýhodou je že není možné zjistit směr jejího působení.

Přímá metoda je realizována piezoelektrickými dynamometry nebo pomocí tenzometrických měřících sestav. Zde není měřena síla vyvolaná procesem řezání, ale reakční odezva obrobku, která je dále transformována na síly působící na nástroj.

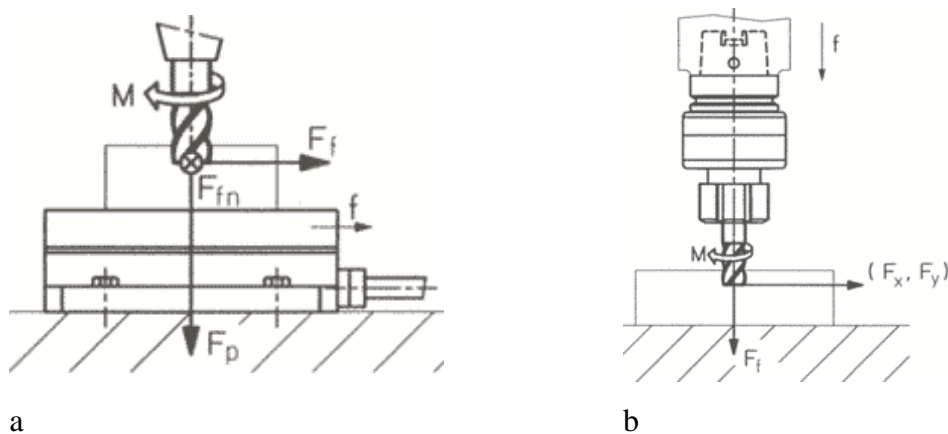
Pro experimentální hodnocení sil převažují dynamometry. Můžeme se setkat s celou řadou metod na kterých dynamometry pracují [49]:

- **deformační** – silová odezva vyvolá pružnou deformaci, která je měřena a přepočtena na působící sílu,
- **elektrické převodníky** – silová odezva je převedena z fyzického posunutí na elektrický signál,
- **tenzometry** – tyto senzory pracují na principu změny odporu v deformovaném vodiči (forma drátu či fólie). Tato změna je přepočtena na jeho deformaci a následně na sílu,
- **měřicí můstky** – nejčastěji je použit Wheatstoneův můstek. Princip je založen na uspořádání několika rezistorů a citlivého galvanometru. Síla je přepočtena změnou odporu jednoho z rezistorů,
- **napěťové kroužky** – jedná se o speciálně uspořádané tenzometry nebo měřicí můstky pro měření sil ve více osách najednou,
- **piezoelektrické dynamometry** - Princip těchto zařízení je založen na piezoelektrickém jevu v křemíku: elektrický náboj je přímo úměrný silovému zatížení.

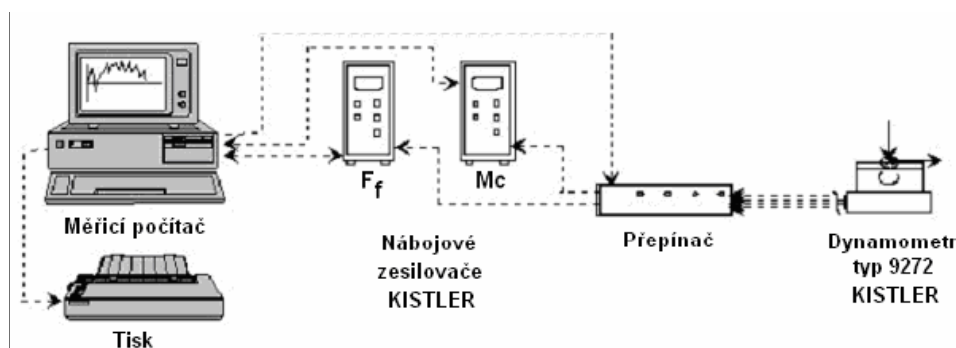


Obr. 2.9 Princip měření piezoelektrického dynamometru.

Díky své jednoduché konstrukci a přesnosti jsou nejrozšířenější piezoelektrické dynamometry (Obr. 2.9). Výstupem měření mohou být tři složky zatížení F_x , F_y , F_z a kroutící momenty M_x , M_y , M_z . Nejrozšířenější jsou přístroje které měří tři silové a jednou momentovou složku. Pro jednoduchost lze jejich konstrukci rozdělit do dvou skupin na stacionární a rotační (Obr. 2.10). Schéma celé měřicí soustavy dynamometru je na Obr. 2.11.



Obr. 2.10 Konstrukce piezoelektrického dynamometru, a) stacionární, b) rotační.



Obr. 2.11 Schéma měřicí sestavy KISTLER 9272

Jedním z hlavních výrobců dynamometrů určených pro analýzu řezných sil je firma KISTLER. Pro experimentální zkoušky této práce je k dispozici stacionární dynamometr KISTLER 9257B a nábojový zesilovač 9011A. Zařízení je schopno měřit tři silové složky ve směrech x, y, z. Matematicky je silová výslednice těchto složek vyjádřena:

$$F_{1j} = \max \left\{ \sqrt{F_{x_{1Mi}}^2 + F_{y_{1Mi}}^2 + F_{z_{1Mi}}^2} \right\} \Big| i \in \langle 1; p \rangle, j \in \langle 1; N/p \rangle; \quad (2.23)$$

$$F_{1i} = \sqrt{F_{x_{1Mi}}^2 + F_{y_{1Mi}}^2 + F_{z_{1Mi}}^2} = \sqrt{F_{c_{1i}}^2 + F_{f_{1i}}^2 + F_{p_{1i}}^2}; \quad (2.24)$$

$$\bar{F}_{1j} = \frac{p}{N} \sum_{j=1}^{N/p} F_{1j} \quad (2.25)$$

Získaný soubor dat jednotlivých silových složek je rozdělen do intervalů, ve kterých byla vyšetřena maxima odpovídající maximálnímu záběru třísky. Z těchto maximálních hodnot je spočtena silová výslednice v jednotlivých intervalech.

2.3. Experimentální ověření silového působení

Testování silového působení v závislosti na trvanlivosti fréz probíhalo na oceli ČSN 41 5241.9 ($R_m = 1100 \text{ MPa}$), která byla předobrobena na polotovary $40 \times 90 \times 300 \text{ mm}$. Obrábění probíhalo na konzolové vertikální frézce FV 25 CNC s řídicím systémem Heidenhain iTNC 530, výrobce O.S.O. spol. s r.o., Olomouc (Obr. 2.13). Podmínky obrábění jsou uvedeny v Tab. 2.2. Použitý nástroj firmy ZPS FN kód: 120517, DIN 844, ISO 1641 s parametry viz. Tab. 2.3. Tento nástroj je použit na všechny testy a výpočty v této práci. Testování proběhlo pomocí aparatury KISTLER, Obr. 2.12.



Obr. 2.12 Měřicí aparatura kistler



Obr. 2.13 Frézka FV 25 CNC

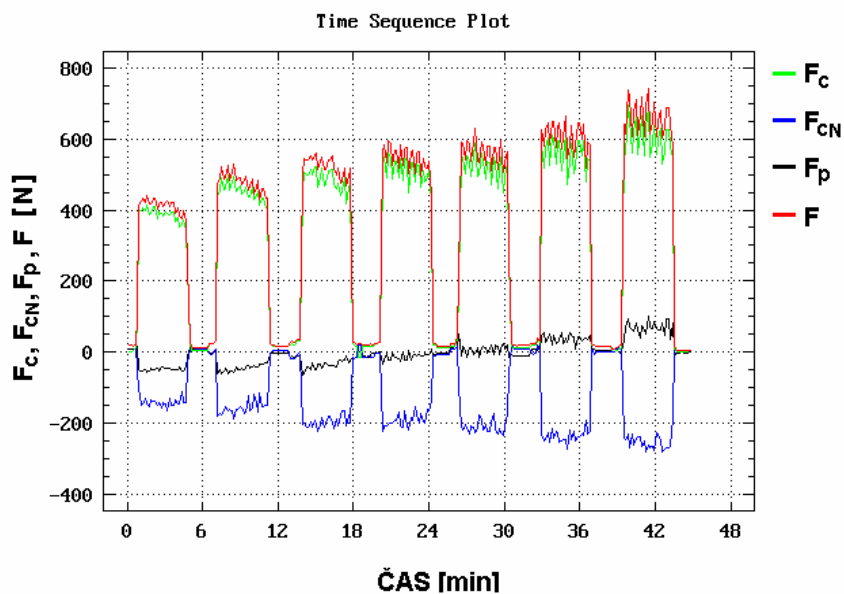
Tab. 2.2. Parametry obrábění pro testy trvanlivosti.

Materiál	Ocel ČSN 15 249.9,
v_c	35 m/min
v_f	223 mm/min
a_p	4 mm
a_e	2 mm
Chlazení	Emulze Cimperial 950 – 5%, 8
Druh frézování	sousledné

. Tab. 2.3. Parametry použité frézy ZPS-FN 120517.

Průměr - d	10 mm
Délka - l	72 mm
Délka bříty - l_1	22 mm
Počet zubů - n	4
Úhel šroubovice λ_s	30°
Ortogonální úhle čela γ_o	12°
Materiál	Nástrojová ocel ASP30, vyráběná práškovou metalurgií
Povlak	ne

Transformované hodnoty silových složek po statistickém zpracování jsou zobrazeny na Obr. 2.14.

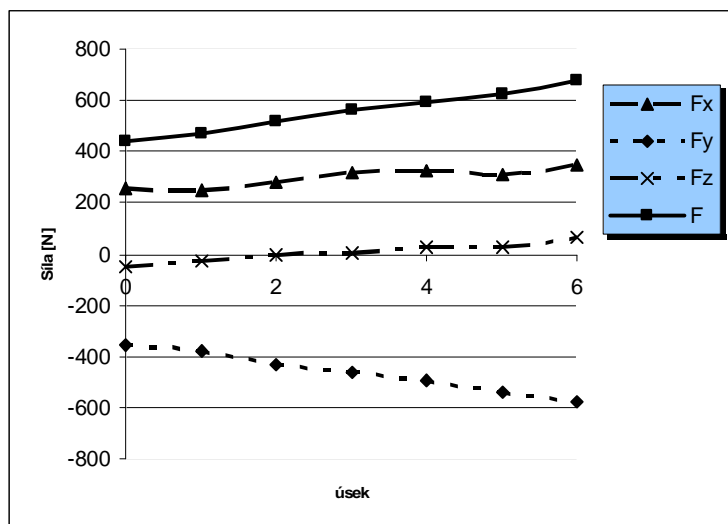


Obr. 2.14 Grafické vyjádření sil F_c , F_{cN} , F_p v závislosti na čase (výběr, fréza č. 1).

Výsledné síly aplikované ve statických výpočtech namáhání nástroje byly zjištěny jako aritmetický průměr n nejvyšších hodnot v jednotlivých měřených intervalech testu. Tyto hodnoty vypovídají o maximální hodnotě síly, Obr. 2.15. Tato maximální síla je dosažena při plném záběru nástroje, dosažením úhlu φ_s , pro který platí:

$$j_s = j_1 - \frac{j_1 - j_2}{2} ; \quad j_s = \arcsin \frac{R}{R - a_e} - \frac{180}{p} \cdot \frac{\operatorname{tg} l_s \cdot a_p}{R} \quad (2.26)$$

Při znalosti hodnoty úhlu φ_s je možné pootočit souřadný systém grafického modelu řezného nástroje do polohy odpovídající tomuto úhlu a není nutné transformovat síly, zaznamenané dynamometrem, do jinak orientovaného kartézského souřadného systému.

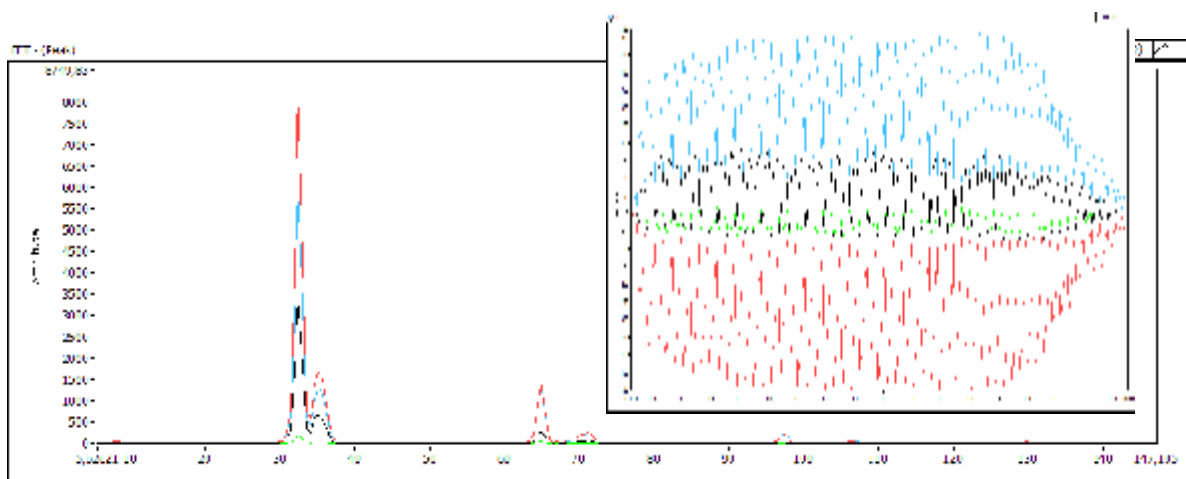


Obr. 2.15 Velikosti působících sil v jednotlivých časových úsecích.

Zkoušky trvanlivosti charakterizují změnu zatížení břitu nástroje během opotřebení. Navazující testy nástrojů na dynamometru KISTLER s nastavenou vzorkovací frekvencí 8 kHz a dobou záznamu 2 s pak detailně analyzují síly působící na břit nástroje v průběhu cca 12-ti otáček frézy. Při převodu záznamu do frekvenčního spektra pomocí rychlé Fourierovy transformace (FFT) je zřejmé, že oblast záznamu obsahuje jen jednu významnou frekvenci a její násobky (Obr. 2.16). Je možno určit, že se jedná o zubovou frekvenci:

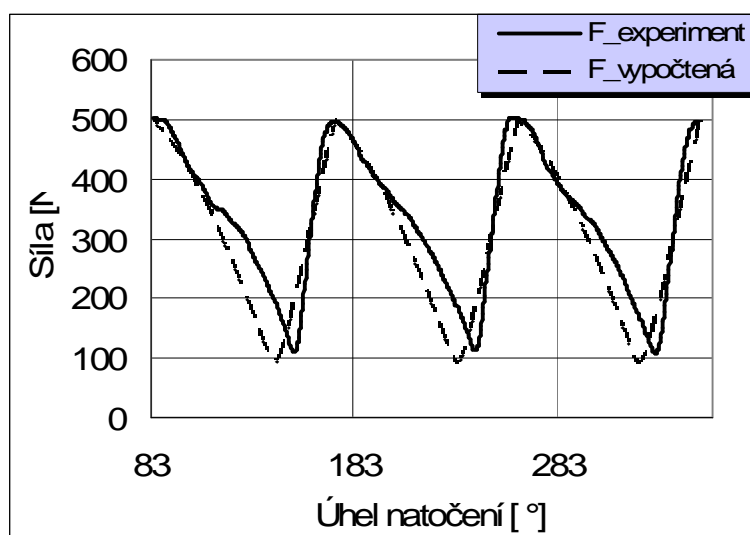
$$f_z = \frac{n}{60} \cdot N \cdot k, \quad (2.27)$$

kde n jsou otáčky, N je počet zubů nástroje a k jsou harmonické násobky ($k=1, 2, 3, \dots$). O celém záznamu lze říci, že není významně ovlivněn vnějšími zdroji vibrací ani nestabilitou řezného procesu [52].



Obr. 2.16 Frekvenční spektrum a časový rozvoj sil.

Z důvodu verifikace těchto naměřených sil byl vytvořen program v prostředí MATLAB, který dle rovnic (2.12), (2.13), vypočte síly F_x , F_y , a jejich výslednice F . Výpočet je realizován během jedné otáčky za daných parametrů shodných s experimentální zkouškou ($v_c = 15$ m/min, $f_z = 0,3$ mm, $a_p = 2$ mm, $a_e = 4,5$ mm, $k_c = 1800$ MPa, sousledně). Průběh řezné síly vypočtené a experimentálně zjištěné je uveden na Obr. 2.17. Z průběhu je zřejmé, že maxima obou metod se shodují v hodnotách přibližně 500 N. Rozdílný průběh síly, který je patrný po natočení zhruba o 25° od maximálního záběru, je způsoben odpružením reálného nástroje, materiálů a odporem odcházející třísky.



Obr. 2.17 Celková síla v závislosti na natočení nástroje.

3. SIMULACE TVORBY TRÍSKY

Obrábění a oddělování třísky je výpočetně velmi specifickou úlohou. Tyto úlohy mají význam při návrhu a stanovení podmínek pro nové nástroje i k pochopení stávajících procesů obrábění. Při aplikaci výpočtových simulací je pro nově navržené nástroje třeba realizovat jen omezené množství experimentů, což šetří značné časové, finanční i materiálové náklady.

3.1. Explicitní metoda MKP

Implicitní MKP jak je popsána v [53,5455], je pro simulace dynamického děje šíření trhlin ve velkých rychlostech a na topologicky složitých prostorových sítích nedostačující. Proto se při simulaci porušování úspěšně užívá explicitní MKP [53, 25]. Vývoj těchto metod započal v 60. letech 20.století, kdy na mnoha univerzitách vznikaly první naprogramované kódy. První úlohy byly výhradně 2D a s postupem výpočetní techniky se již v 70.letech objevují první 3D úlohy. Postupem času se rozvinulo několik komerčních projektů, z nichž se některé udržely dodnes, jsou to zejména LS-DYNA, ABAQUS/Explicit, DEFORM, ADVANTEDGE, MSC-Dytran a mnoho dalších.

Základním principem explicitní MKP je užití druhého Newtonova zákona přepsaného do maticové podoby a definovaného v určitém okamžiku. V základní myšlence MKP kódu se vychází z obecné rovnice pohybu:

$$M \cdot \ddot{U}(t) + C \cdot \dot{U}(t) + K \cdot U(t) = F(t), \quad (3.1)$$

kde **M** je matice hmotnosti, **C** je matice tlumení, **K** je matice tuhosti, **U** je matice posuvu a **F** je matice zatížení. Tato rovnice je časově závislá, pro její řešení je nutná časová integrace. Tuto integraci můžeme provést dvěma způsoby: implicitně a explicitně.

3.1.1. Implicitní časová integrace

Pro její řešení je použita Newmarkova metoda [19]. Pohybová rovnice (3.2) je vyhodnocena v čase t_{n+1} (na konci daného časového kroku):

$$M_{n+1} \cdot \ddot{U}_{n+1} + C_{n+1} \cdot \dot{U}_{n+1} + K_{n+1} \cdot U = F_{n+1} \quad (3.2)$$

Při dalším předpokladu lineární změny zrychlení je možné pro čas $n+1$ vyjádřit rychlost a posuv, zpětným dosazením a vyjádřením vzniká rovnicí:

$$\left(\frac{6}{\Delta t^2} M_{n+1} + \frac{3}{\Delta t} C_{n+1} + K_{n+1} \right) \cdot U_{n+1} = F_{n+1} + M_n \left(\frac{6}{\Delta t^2} U_n + \frac{6}{\Delta t} \dot{U}_n + 2\ddot{U}_n \right) + C_n \left(\frac{3}{\Delta t} U_n + 2\dot{U}_n + \frac{\Delta t}{2} \ddot{U}_n \right) \quad (3.3)$$

Rovnice (3.3) je řešitelná pro velký Δt , ovšem matice \mathbf{K}_{n+1} je maticí pásovou. Pro výpočet se tato matice musí invertovat, což je výpočtově zdlouhavé a složité.

Vlastnosti implicitní časové:

- řeší rovnováhu v čase t_{n+1} ,
- nutné řešení velkého počtu rovnic,
- iterace není závislá na časovém kroku, u rychlých dějů je problém s konvergencí,
- velká hodnota časového kroku, ale jejich malý počet pro dynamické úlohy,
- čas CPU je závislý na časovém kroku řešiče rovnic.

3.1.2. Explicitní časová integrace

Řešení je provedeno pomocí metody centrálních diferencí [19]. Pohybová rovnice (3.4) je řešena v kroku $t_{n+1/2}$ (na začátku počátku daného časového kroku)

$$M_n \cdot \ddot{U}_n + C_n \cdot \dot{U}_n + K_n \cdot U_n = F_n \quad (3.4)$$

Předpokladem řešení je lineární změna posunu, takže po dosazení vyjádřené rychlosti a zrychlení do rovnice (3.5) získáme rovnici:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} M_n + \frac{1}{2\Delta t} C_n \right) \cdot U_{n+1} = F_n - \left(K_n - \frac{2}{\Delta t^2} M_n \right) \cdot U_n - \left(\frac{1}{\Delta t^2} M_n - \frac{1}{2\Delta t} C_n \right) \cdot U_{n-1} \quad (3.5)$$

kde matice \mathbf{M} a \mathbf{C} jsou matice diagonální u kterých není nutná žádná inverze a výpočet je tím značně urychlen. Také matice tuhosti \mathbf{K} se vyskytuje na pravé straně rovnice, tudíž její sestavení není nutné pro krok $n+1$. Ovšem metoda je podmíněně stabilní pro daný časový krok, ten je v závislosti na parametrech děje v řádu 10^{-6} - 10^{-8} .

Vlastnosti explicitní časové integrace:

- rovnováha děje se řeší v čase t_n , nerovnováha nastává v čase t_{n+1} ,
- není zapotřebí velký systém rovnic,
- většinou nejsou problémy s konvergencí,
- je pouze podmíněně stabilní, stabilitu ovlivňuje velikost časového kroku (musí být dostatečně malý),
- mnoho, ale velmi malých časových kroků,
- výpočetní výkon pro každý krok je malý.

Dále je metoda popsána v [25]. Hlavní výhody oproti implicitní MKP jsou:

- jednoduchý kód,
- není třeba sestavovat matice tuhosti [K],
- nelinearity zahrnuty do vektoru vnitřních sil (snadné nastavení kontaktu),
- není třeba inverze matic,
- malá požadovaná paměť.

3.2. Vlastnosti explicitní MKP

3.2.1. Kritická hodnota časového kroku

Explicitní časová integrace je podmíněně stabilní. To znamená, že stabilních výsledků můžeme dosáhnout pouze tehdy, pokud časový krok nepřekročí svoji kritickou hodnotu. Ta je definována jako čas, za který čelo napěťové vlny projde přes element [19],

$$\mathbf{V}t^{crit} = l\sqrt{\frac{\rho}{E}}, \quad (3.6)$$

kde l je charakteristický rozměr prvku, ρ je hustota materiálu a E je modul pružnosti. Z rovnice (3.6) je zřejmé, že hodnota minimálního časového kroku je závislá na velikosti prvku, na druhé odmocnině hustoty a nepřímo úměrně na druhé odmocnině tuhosti materiálu.

Prakticky je hodnota časového kroku volena v programu automaticky dle vzorce:

$$t = 0,9 \cdot \left(\frac{l}{c} \right) \quad (3.7)$$

kde l je délka elementu, c je rychlost zvuku a konstanta 0,9 je měřítkem zmenšení pro zvýšení stability výpočtu.

Rychlost zvuku c je rozdílná pro různé elementy a druhy materiálů.

Pro objemové prvky:

$$c = \sqrt{\frac{E(1-n)}{\rho(1+n)(1-2n)}} \quad (3.8)$$

Pro rovinné prvky:

$$c = \sqrt{\frac{E(1-n)}{\rho(1-n^2)}} \quad (3.9)$$

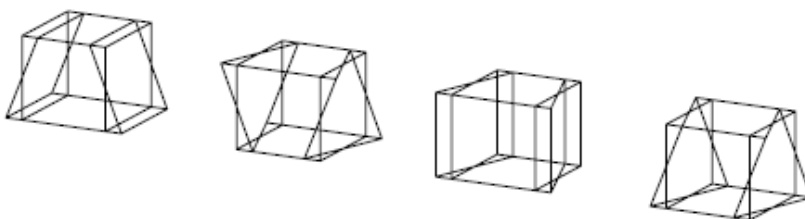
Výpočet proběhne pro všechny prvky sítě a pro ten nejmenší je stanovena hodnota časového kroku. Z toho vyplývá že pro explicitní úlohy je nutná kvalitní a rovnoměrná síť.

Další vlastností explicitních kódů je závislost časové náročnosti na materiálu. Se vzrůstající hodnotou hustoty ve vztahu (3.6) klesá hodnota časového kroku.

„*Mass scaling*“ – je metoda pro urychlení výpočtů při stejném počtu a velikosti elementů za pomoci vložení „nefyzické“ hmoty do výpočtu. Ta má za následek zmenšení časového kroku. Ovšem přidání takovéto nefyzické hmoty do výpočtu může ovlivnit výsledné hodnoty u dynamických dějů. Tento přístup je možné si dovolit jen v případech malých rychlostí, když je kinetická energie soustavy mnohem nižší než vnitřní energie soustavy. Tyto změny je třeba při výpočtu sledovat. Dalším faktorem, který může ovlivnit výpočet, je vliv změny hustoty na tepelné vlastnosti materiálu a pokud je na teplotě závislá plocha plasticity, pak také mechanické vlastnosti. V praxi je „mass scaling“ realizován buď na všechny prvky soustavy, nebo je hustota uměle zvýšena jen u nejmenších prvků, které výrazně snižují délku časového kroku. Poměr hustoty a hranici elementů, na které prvky je aplikována podmínka, je možné vykreslit v prostředí ANSYS.

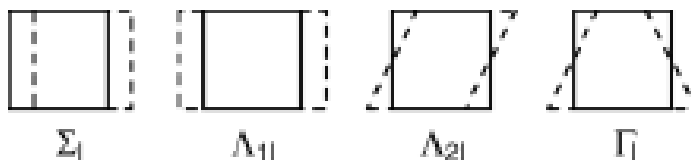
3.2.2. Jednobodová integrace prvku

Pro zrychlení výpočtových časů a zjednodušení metody je použit element s jedním integračním bodem – Gaussovým bodem. Prvky jsou díky této vlastnosti vhodné pro velké deformace. V tomto jediném integračním bodě se vyhodnocuje energie a napětí. Problém nastává jakmile se element začne deformovat kolem tohoto jediného integračního elementu, Obr. 3.1. Tato deformace ovšem nemá vliv na vnitřní energii prvku, ale pouze na geometrii prvku a tedy i na celé těleso. Tento problém vzniká čistě numericky a do výsledného výpočtu vnáší chybu. Tento jev se nazývá hourglassing.



Obr. 3.1 Stavy deformace prostorového prvku s jedním integračním bodem s nulovou vnitřní energií.

Flanagan a Belytschko [19, 56] se zabývali studiem jednobodových prvků a stanovili čtyři vektory, které reprezentují módy deformace rovinného čtyřbodového elementu, Obr. 3.2.

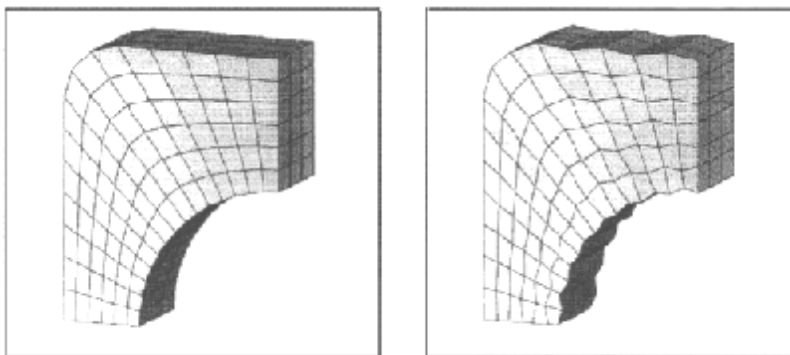


Obr. 3.2 Módy deformace rovinného čtyřbodového prvku.

Vícebodová integrace prvku – je typicky používána v implicitních kódech (ANSYS). V prostředí LS-DYNA má plně integrovatelný prvek 8 bodů pro prostorový prvek a 4 pro rovinný. Tímto narůstá neúměrně výpočtový čas. Tyto prvky zcela odbourávají problém hourglassingu. Prvky jsou také tužší než odpovídá skutečnosti z toho vyplývá menší přesnost výpočtů. Tento jev se projevuje u úloh s ohybovým napětím a s velkou deformací sítě, nastává zkosení prvku – shear locking. Tato chyba může dosáhnout až desítek procent vypočtených hodnot.

3.2.3. Hourglassing

Problém „přesýpacích hodin“ – jak již bylo popsáno výše, hourglassing se projevuje u prvků s jednobodovou integrací, kdy při nulové změně vnitřní energie nastane deformace prvku. Tyto deformace se projevují na celém tělese jako „cik-cak“ deformace, Obr. 3.3. Tyto módy hourglassingu mají také nulovou tuhost, což může vést až ke zhroucení výpočtu. Výskyt tohoto jevu je nežádoucí. Přijatelnou hranicí hourglassingu je do 5% celkové vnitřní energie soustavy.



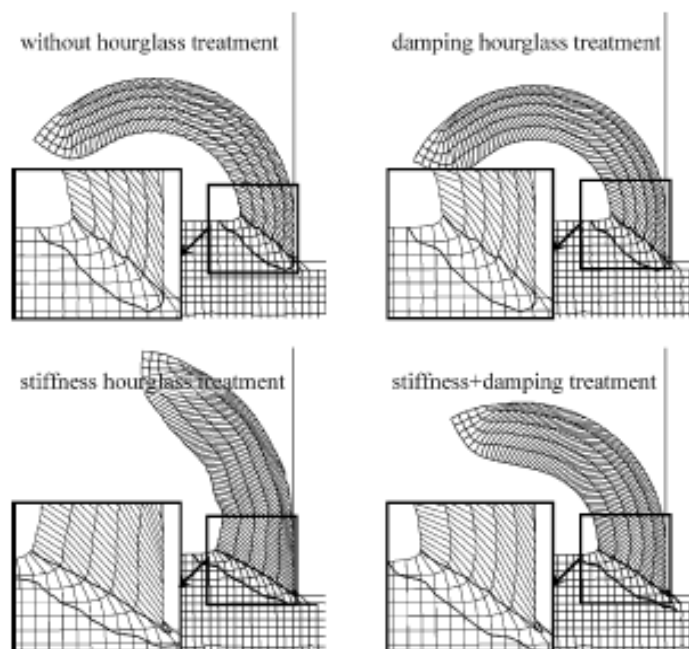
Obr. 3.3. Originální síť s síť deformovaná hourglassingem [25]

K omezení tohoto jevu vedou zejména:

- použití spojitých zatížení, bodová zatížení jsou mnohdy zdrojem hourglassingu,
- zjemnění sítě často také vede k zmenšení energie hourglassingu, zmenšení elementů ale vede k prodloužení výpočtu a většímu objemu dat úlohy,
- zavést plně integrovatelné prvky, u těchto prvků je výskyt hourglassingu nemožný, nastávají ovšem problémy uvedené výše,
- zvýšení viskozity, použitelná pro problémy vysokých rychlostí,
- zvýšit tuhost modelu, vhodné pro nízké rychlosti zatěžování, např. tváření.

Ovlivnění simulace ortogonálního obrábění vlivem hourglassingu a velikostí sítě se zabývá Barge [56]. Ten řeší jeho vliv v závislosti na morfologii třísky a na ovlivnění rezných sil, napětí, deformace a teploty. Výskyt hourglassingu má vliv na výsledné síly, ale dramaticky se mění morfologie třísky při stejných parametrech obrábění jen díky numerické

chybě. Jako nejúčinnější metoda potlačení hourglassingu je uvedeno snížení tuhosti soustavy s vhodnou velikostí sítě, Obr. 3.4.



Obr. 3.4 Vliv hourgalssingu na ortogonální řezání a morfologii třísky [56].

3.3. Formulace explicitní MKP

Pro výpočet daného problému je nutné zvolit na počátku správnou formulaci modelu sítě konečných prvků. Na výběr jsou čtyři nejrozšířenější formulace modelů Lagrangeova, Eulerova, ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) a SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics)

3.3.1. Lagrangeova formulace

V této formulaci je síť pevně spojena s tělem a je deformována společně. Tento případ je vhodný pro malé zkroucení a velké deformace. Historie zatěžování a okamžité hodnoty jsou známy v každém elementu materiálu. Při srovnání s Eulerovou formulací je tato metoda výpočetně rychlejší, jelikož není třeba vypočítávat přemístění materiálu uvnitř sítě.

Lagrangeova formulace je preferována v simulacích obrábění protože vhodně popisuje stav vzniku třísky až po ustálený děj [6,56, 57] a další.. Geometrie hranic materiálů a tvaru budoucí třísky nemusí být dopředu definovány, ale jsou vypočteny v průběhu analýzy jako funkce deformace, parametrů obrábění a materiálových charakteristik. Nevýhodou

Lagrangeovy formulace je nárůst časového kroku a ztráta stability při velkých zkrouceních elementu.

3.3.2. Eulerova formulace

Tato formulace je charakteristická tím že materiál se pohybuje skrze síť. Neznámé materiálové proměnné jsou vypočteny v nastaveném místě sítě. Eulerova síť je nezávislá na problémech zkroucení elementu a také nejsou třeba algoritmy pro výpočet nových sítí. Další výhodou je existence více materiálů v jedné síti a možnost velkých deformací materiálu. Nevýhodou je velký výpočetní čas a nutnost jemné sítě. Při simulacích obrábění je třeba předem definovat tvar třísky, ale další kriteria oddělení již nemusí být nastavena. Tato formulace bývá nejčastěji využívána pro hydrodynamické a aerodynamické problémy [58, 59].

3.3.3. ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) formulation

ALE formulace je rozšířením Lagrangeovy formulace o přidání výpočetního kroku ve kterém je nahrazena deformovaná síť sítí novou a výsledky jsou zobrazeny na této nové síti, Obr. 3.5. Jednou z výhod této metody je možnost dynamického nastavení sítě, která kombinuje výhodné prvky Lagrangeovy a Eulerovy formulace. Při simulaci obrábění je využita výhoda Eulerova přístupu k modelování okolí špičky nástroje a Lagrangeův přístup pro modelování tvorby třísky ve volných hranicích. V tomto přístupu je možné vyhnout se problémům zkroucení elementů v místě jejich porušení, bez použití přegenerování sítě. Také lze sledovat vývoj tvaru odcházející třísky vzhledem k deformačním vlastnostem materiálu. [42, 62, 63].



Obr. 3.5 Kroky ALE modelu.

3.3.4. SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics)

Metoda SPH je bez-síťová metoda tímto se liší od předešlých metod. Zásadní rozdíl je v aplikaci rovnic na sousedící částice nikoli na pevně spojené body v elementech. Materiálové vlastnosti jsou definovány na diskretních oblastech, kterým říkáme SPH částice. Absence sítě

a výpočet působení jednotlivých částic založených na porušení jejich vazeb dovoluje výpočet velkých deformací. Tato metoda je využívána pro výpočty mechaniky tekutin, velké deformace pro tříštivé materiály [60, 61].

3.4. Materiálové modely v explicitní MKP

Chování materiálu při simulacích je nutné implementovat do MKP programu pomocí obecných rovnic, které postihují jeho chování za daných zatížení. Obrábění je specifickou úlohou, při které dochází k velkým rychlostem zatěžování, rychlostem deformace, napětí, přetvoření a teplot v plastickém stavu materiálu. Ideálně plastický materiál, který by postihoval výše uvedené vlastnosti společně se zpevněním/opevněním materiálu je cílem vyvinout již řadu let. První materiály, které byly programovány, se zakládaly na jednoduchých pozorováních a testech jako tahových, tlakových, ohybových a nárazových zkouškách [24]. Takovéto zkoušky ovšem nenapodobují stav materiálu, který nastává při podmínkách řezání [64]. Přehled modelů uvádí Childs [67].

V této práci jsou použity materiálové modely použitelné v programu ANSYS LS-DYNA, popsány jsou i některé další vhodné pro simulace obrábění.

3.4.1. Lineárně plastický model

*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY - tento model popisuje elasticko-plastické vlastnosti materiálu na základě křivky napětí-přetvoření a rychlosti přetvoření.

Rychlost přetvoření může být definována pomocí Cowper-Symondova modelu, který násobí mez pružnosti faktorem [19]:

$$f_{CS} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \quad (3.10)$$

kde $\dot{\epsilon}$ je rychlost přetvoření, C a p jsou konstanty.

3.4.2. Model Johnson-Cook

Tento materiálový model byl vyvinut v 80. letech pro studium rázů, průstřelů a problematiky výbušnin [65]. Jeho vhodný pro studium problémů vysokých rychlostí deformací, velkých přetvoření, jako je simulace obrábění [20, 24, 42].

Zpevnění materiálu je závislé na rychlosti deformace a teplotě podle vztahu [65]:

$$s_y = \left[A + B (\bar{e}^p)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{e}}^p}{\dot{\bar{e}}} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right] \quad (3.11)$$

kde A , B , C , m , n jsou materiálové konstanty, \bar{e}^p je redukované plastické přetvoření, $\dot{\bar{e}}^p$ je rychlost redukovaného plastického přetvoření, $\dot{\bar{e}}$ je počáteční bezrozměrná rychlost redukovaného přetvoření, T je teplota materiálu, T_{melt} je teplota tavení a T_{room} je teplota tavení materiálu.

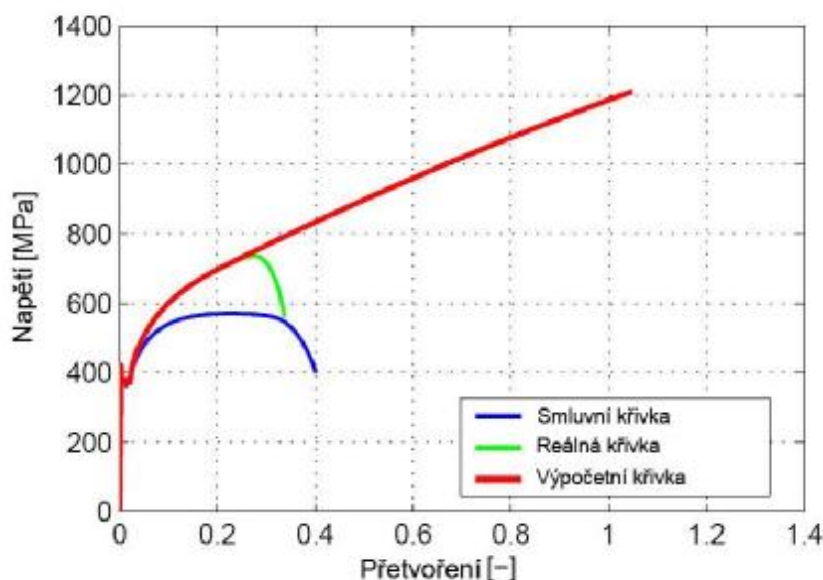
Tab. 3.1 Konstanty materiálového modelu J-C pro materiál CSN 12050.

Autor	Ref.	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m
Bořkovec	[25]	375,0	552,0	0,457	0,020	1,400
Forejt	[47]	375,0	580,0	0,500	0,020	1,040
Jaspers	[64]	553,1	600,8	0,234	0,013	1,000
Özel	[20]	451,6	819,5	0,173	0,9e-6	1,095

Konstanty A , B , C , m , n jsou materiálové konstanty, které se zjišťují na základě experimentálních měření a současných počítačových simulací. Tento proces se nazývá kalibrace materiálového modelu. Nejčastějším podkladem pro tyto vyhodnocení jsou křivky napětí-přetvoření ve smluvních hodnotách, které jsou výstupem z tahových zkoušek, Obr. 3.6. Pro potřeby kalibrace je data nutné převést na křivku skutečné napětí-logaritmické přetvoření dle vztahu (3.12), (3.13).

$$e = \ln(1 + \bar{e}) \quad (3.12)$$

$$s = s(1 + \bar{e}) \quad (3.13)$$



Obr. 3.6 Průběh křivek napětí přetvoření.

Zjištěním těchto konstant se zabývala řada autorů. Pro materiál ČSN 12050 (AISI 1045) se zjištěním zabýval Forejt [47]. Tyto konstanty dále upravil Bořkovec [25], jeho hodnoty jsou této práci použity. Tab. 2.1 uvádí přehled konstant několika autorů. Tento materiál použily je použit v [Konstanty pro různé materiály dále stanovil Johnson [66], Buchar [48] Batra [68], Borvik [69], Jaspers64].

Studiem vlivu jednotlivých konstant na tento model se zabývá Umberllo [70]. Srovnává simulace ortogonálního řezání s použitím J-C modelu s experimentálním měřením. Hodnoty konstant J-C modelu pěti různých autorů, které byly získány různými experimentálními metodami. Nejlepších výsledků bylo dosaženo s konstantami, které byly stanoveny za pomoci zkoušek obrábění nebo v kombinaci s rázovými Hopkinsovy testy. Studium vlivu parametru α se zabývá Schwer [71].

Na základě J-C modelu bylo vytvořeno mnoho dalších materiálových modelů, které se snaží doplnit různá omezení. Calamaz [61] ve své práci vytvořil modifikovaný J-C model pro materiál Ti-6Al-4V, který postihuje jeho odpevnění a zároveň tvorbu segmentované třísky. Model vykazuje dobrou shodu s experimentálními zkouškami pro nízké i vyšší rychlosti řezání. Fréchar [73] upravuje model pro ocel „Uranus B66“.

3.4.3. Model Zerilli-Armstrong

Tento model má také široké uplatnění. Jeho vztahy jsou založeny na konstitutivních vztazích porušení materiálu. Zahrnuje efekt přetvoření se zpevněním, rychlost přetvoření a teplotní odpevnění [25, 24].

Základní rovnice:

$$\sigma = c_0 + B_0 e^{-(b_0 - b_1 \ln \dot{\epsilon})T} + K \epsilon^n, \quad (3.14)$$

kde σ je Von Misses redukované napětí, ϵ je redukované přetvoření, $\dot{\epsilon}$ je rychlost redukového přetvoření, T je absolutní teplota a c_0 , B_0 , β_0 , β_1 , K a n jsou konstanty pro daný materiál.

Zde jsou uvedeny jen základní materiálové modely, další se kterými se lze setkat jsou EKW, Gurson, Khan-Huang, Bodner-Parton a mnoho dalších [25,24].

3.5. Kritérium porušení materiálu

Jak již bylo naznačeno v kap. 3.1.2 Lagrangova formulace závisí na posuvu sítě a porušení této sítě (materiálu) je třeba definovat určitým kritériem. Kritéria jsou implementována do MKP programů pro různé modely materiálů tak, jako obecná kritéria. Tato kritéria byla vyvinuta zejména pro studia porušení materiálu a jsou úspěšně použitelná pro simulace obrábění. Vznikla také celá řada nových kritérií přímo určených pro podmínky řezání za vysokých rychlostí deformace, napětí a teplot.

Mnoho autorů se ovšem shoduje, že dokonalé kritérium, které postihuje všechny problémy související s oddělením třísky dosud nebylo nalezeno. Toto ideální kritérium by mělo pokrýt tvorbu souvislé, segmentované, vlnité a dalších typy třísek bez nutnosti zadání oddělovací plochy, nebo generace místa s prvotní trhlinou v Tab. 3.2 je uvedeno několik kritérií, které byly vyvinuty od nejjednodušších až po složitější, nutné je programově implementovat do MKP programů.

Tab. 3.2 Kritéria porušení materiálu [74]

Kritérium	definice
Vzdálenost uzlů	$d = d_{krit}$
Redukované přetvoření	$\bar{e} = \bar{e}_{krit}$
Hustota energie	$I_{krit} = \int s^* de$
Práce plasticity v tahu	$I_{krit} = \int \left\langle \frac{s_1}{s_g} \right\rangle de_p$
Brozzo et al.	$I_{krit} = \int \frac{2s_1}{3(s_1 - s_H)} de_p$
Oskada et al.	$I_{krit} = \int \langle e_p + b_1 s_H + b_2 \rangle de_p$
Index napětí	$f = \sqrt{\left(\frac{s_n}{s_f} \right)^2 + \left(\frac{t}{t_f} \right)^2}$
Maximální hlavní napětí	$s_f = s_1$
Intenzita napětí	$s_f = \frac{K_{IC}}{\sqrt{2pl}}$
Rice a Tracey	$e_f = 2,48 \exp\left(-\frac{3}{2} \frac{s_H}{s_Y}\right)$
Obikawa	$e_f = e_0 - a \frac{p}{s} - b \frac{\&}{V_c}$
Johnson-Cook	$e_f = \left[D_1 + D_2 \exp\left(D_3 \frac{p}{q}\right) \right] \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\&^p}{\&^0}\right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right) \right]$
Hledisko poškození	$e_f = A \left\{ \frac{s_y^2}{2Er} \left[\frac{2}{3}(1+n) + 3(1-2n) \left(\frac{s_H}{s_Y} \right)^2 \right] \right\}^{-s} + \frac{\partial e_f}{\partial T} (T - T_0)$

Zjednodušeně tyto kritéria můžeme zařadit do třech skupin:

- **geometrická kritéria** – zde závisí oddělení elementu na geometrické podmínce. Na vzdálenosti od špičky nástroje nebo na vzdálenosti mezi prvky na předem definované dělicí rovině. Tyto kritéria jsou snadno kontrolovatelná, ale výsledky neodpovídají reálnému stavu napjatosti a porušení materiálu,
- **kritéria mezní hodnoty** – v Tab. 3.2 I_{krit} . Po překročení této kritické hodnoty nastane porušení. Tato kritéria často podléhají chybě vzhledem k obsažení všech problémových veličin jako je závislost na rychlosti deformace, teplotě a stavu napjatosti v místě porušení,
- **kritéria redukovaného přetvoření** – Tab. 3.2. ε_f . Zde nastane porušení, jakmile je na prvku dosaženo mezní hodnoty přetvoření. Tyto kritéria jsou již uživatelsky náročnější vlivem mnoha materiálových konstant, ovšem lze u nich zahrnout vlivy napjatosti, tlaku, rychlosti deformace teploty atd..

V této práci budou uvedena dvě nejrozšířenější kritéria a to redukované přetvoření, pro svou jednoduchost a J-C jako jedno z nepoužívanějších a poskytujících dobré výsledky.

3.5.1. Kritérium Johnson-Cook

Kritérium obsahuje deformační podmínku při které nastane lom a prvek je vymazán z výpočtu. Tento stav nastane, jakmile lomový parametr D dosáhne jednotkové velikosti, dle rovnice (3.15) [75].

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{e}^p}{e^f}, \quad (3.15)$$

kde $\Delta \bar{e}^p$ je přírůstek redukovaného plastického přetvoření v průběhu integračního kroku a e^f je redukované přetvoření do lomu závislé na okamžitých hodnotách rychlosti deformace, teploty, tlaku a redukovaného napětí, rovnice (3.16). [75]

$$e^f = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{p}{q} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right) \right], \quad (3.16)$$

kde p je tlakové napětí, q je Von Misesovo napětí, D_1 – D_5 jsou konstanty experimentálně zjištěné, Tab. 3.3. Další konstanty byly definovány výše.

Tab. 3.3 Konstanty J-C lomového pravidla pro materiál ČSN 12 050.

Parametry	D1	D2	D3	D4	D5
Bořkovec [16]	0,250	4,38	2,68	0,002	0,61

3.5.2. Kriterium redukovaného přetvoření

Podle tohoto kriteria nastane porušení v okamžiku, kdy redukované přetvoření v daném místě dosáhne kritické hodnoty [25]:

$$\bar{e} = \bar{e}_{krit} \quad (3.17)$$

Kriterium je velmi snadné pro kalibraci a pochopení. Není ovšem zcela korektní, jelikož redukované přetvoření při lomu závisí na stavu napjatosti.

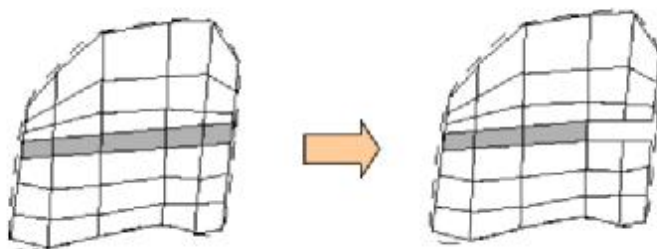
3.6. Modelování porušení materiálu

Možností, jak tento stav materiálu implementovat do MKP algoritmu je několik, zde jsou uvedeny tři nejpoužívanější metody:

Tvorba nové sítě (*adaptiv meshing, remeshing*) – při šíření trhliny se kolem jejího postupujícího čela tvoří nová síť při daném časovém kroku nebo při zadaném stupni deformace elementů. Pro tuto novou síť je třeba určit všechny parametry a hodnoty znovu, což přináší dlouhé výpočtové časy. Jsou tři základní metody tvorby nové sítě sítě:

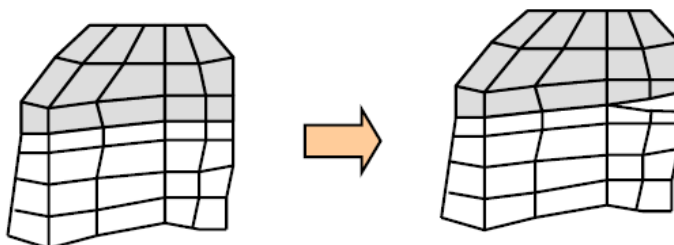
- **h-adaptivita** – mění velikost sítě. Nová síť má rozdílný počet prvků a nové vazby mezi prvky jsou generovány,
- **p-adaptivita** – mění stupeň interpolace polynomu prvku,
- **r-adaptivita** – je založena na přemístění uzlů bez změny tvaru topologie a vazeb sítě.

Vymazávání prvků – při dosažení lomového kriteria je element z výpočtu úplně odstraněn. Nevýhodou je mizení hmoty z výpočtu. Při velkých ztrátách elementů se výsledky jeví jako nerealistické, Obr. 3.7. Je to nejpoužívanější metoda pro svou jednoduchost.



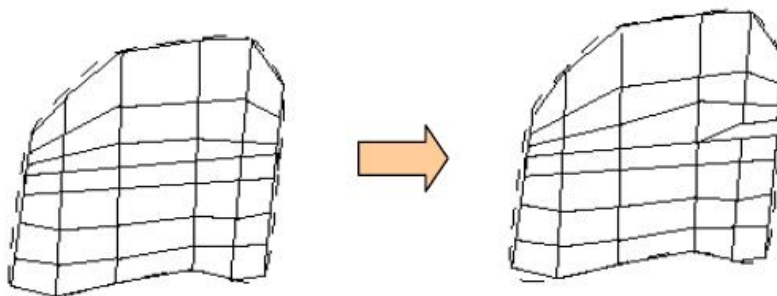
Obr. 3.7 Schématické znázornění odmazání prvků.

Porušení kontaktních vazeb mezi elementy – u této metody je nutné předem předepsat hranici mezi budoucí třískou a materiálem. Elementy, které jsou na hranici třísky a obrobku mají předepsanou vazbu porušení. Porušení nastane v případě, že normálová a smyková síla nebo napětí dosáhnou mezi elementy předepsané hodnoty, Obr. 3.8. Lze použít i jiná kriteria. Tento přístup byl publikován v [41,76].



Obr. 3.8 Schématické znázornění oddělení prvků.

Rozdělení elementu – oddělení materiálu se děje před špičkou nástroje v celistvém materiálu. Jakmile nastanou podmínky kriteria porušení na elementu, tak dojde k rozdělení jednoho uzlu na dva, které jsou odděleny a každý náleží novému elementu. Při dalším pohybu nové elementy ztrácejí kontakt a pohybují se nezávisle na sobě, Obr. 3.9 [74].



Obr. 3.9 Schématické znázornění rozdělení prvků.

3.7. Tření na rozhraní nástroj - tříska

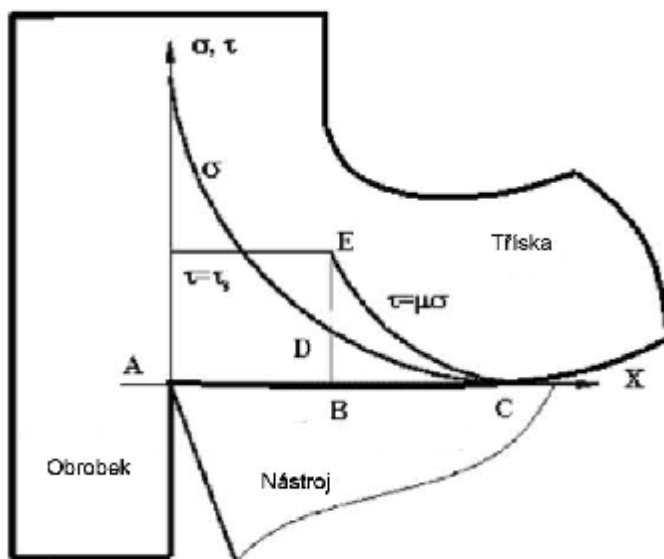
Rozhraní tříska nástroj je charakterizováno plastickou deformací na vnitřní straně třísky, stejně jako odvodem tepla, které vzniká třením třísky o čelo nástroje. Řezné síly, rozložení napětí a opotřebení nástroje je právě ovlivněno třením v této oblasti. Měření a modelování tření je velmi obtížné. První práce spojené se simulací obrábění používali, pro hodnocení tření v sekundární zóně plastických deformací, Coulombův nebo Amontův zákon, kde koeficient tření je definován jako:

$$m = \frac{F}{N}, \quad (3.18)$$

kde F je třecí posuvná síla a N je kolmá síla. Tento vztah je použitelný s předpokladem, že kolmá síla N nepřekročí svou kritickou hodnotou, poté již rovnice (3.18) neplatí.

Dále se otázkou tření zabývalo několik autorů. Takeyama [77] studoval otázku rozložení smykové napjatosti τ_s a normálového napětí σ_C podél čela nástroje, Obr. 3.10. Výsledky experimentů ukázaly, že smykové napětí zůstává konstantní nad polovinou stykové plochy třísky s čelem nástroje, blíže k ostří nástroje, ale klesá na nulu ve druhé polovině v bodě C, kde se tříska již nedotýká čela nástroje. Normálové napětí roste monotónně z bodu C k ostří (bod A). Ke stejným závěrům dospěl i Zorev [49]. Ten uvedl, že odchod třísky proběhl při jejím průchodu z bodu A do D, ale realizoval se na rozhraní mezi D a C.

De Chiffre (1977) [49] uvedl, že pouze oblast DC je ovlivněna řeznou kapalinou. Účinek kapaliny je v tom, že se zmenší délka DC. Tím se zmenší i délka AC, která znamená zvětšení úhlu ϕ a tím i snížení řezné síly.



Obr. 3.10 Model tření dle Takeyamy [77].

Další práce autorů byly založeny na modelu Takeyamy, jsou to zejména Shaw[49], Iwata a mnoho dalších.

Özel ve své práci [78] srovnává mnoho z těchto modelů tření s experimenty a numerickou simulací. Hodnotí jako nejpřesnější modely založené na měření normálového třecího napětí na čele nástroje. Pokud jsou tyto modely implementovány do MKP programů jsou schopny simulovat proměnné tření v oblasti styku třísky a nástroje.

V této práci pro MKP výpočty je použit třecí model založený na Kolumbově zákoně tření ve tvaru:

$$m = m_d + (m_s - m_d) \cdot e^{-c \cdot v_{rel}} \quad (3.19)$$

kde μ_d je dynamický a μ_s je statický koeficient tření, koeficient c popisuje exponenciální závislost mezi statickým a dynamickým koeficientem tření, v_{rel} je relativní rychlost mezi součástmi v kontaktu.

3.8. Výpočtová simulace

První simulacemi, které byly provedeny, jsou 2D simulace. Pro případ 2D simulace, tedy rovinné, odpovídají ortogonálnímu způsobu obrábění. Předpokladem výpočtů je rovnoměrné rozložení řezných sil pro nástroj s úhlem nastavení hlavního ostří $\kappa_r = 90^\circ$. Výpočty takto definované mají jednoznačnou výhodu v menším počtu prvků a uzlů ve výpočtu. Tímto jsme schopni dosahovat kratších výpočtových časů. 2D analýzy jsou vývojově nejstarší a mnoho autorů je uvádí ve svých studiích. S vývojem hardwarového vybavení počítačů se zkracují výpočtové časy a tedy 3D analýzy jsou již přístupnější. V souladu s tímto trendem i výrobci MKP software již dále nevyvíjí 2D úlohy, ale snaží se zdokonalovat a implementovat stále nové a výkonnější řešení pro 3D úlohy. 3D úlohy jsou řešeny v závěru kapitoly pro materiálový model J-C.

Pro rovinné úlohy je nastavení parametrů téměř shodné jako pro prostorové. Je třeba dobře zkontrolovat karty materiálů, protože zde se některá nastavení liší. V některých případech je nutná i změna definice kontaktu na *2D AUTOMATIC SURFACE TO SURFACE. Definice materiálového modelu a kritéria porušení již byla popsána kap.3.5. Pro hodnocení a porovnání zde byla hodnocena tři základní kritéria: kritérium redukovaného přetvoření a Johnson-Cook a formulace SPH. Pro všechny testy byl zvolen materiál ČSN 12 050 (viz. kap. 3.4), pro který jsou dostupné parametry pro jednotlivé materiálové modely.

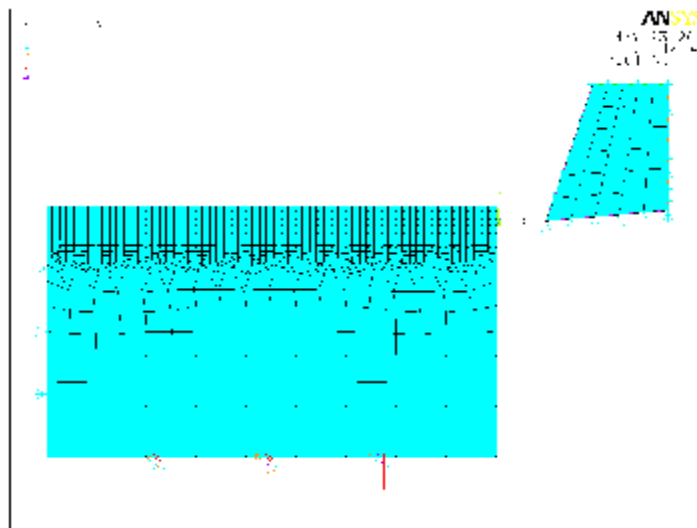
U simulací realizovaných pomocí metody odmazávání prvků nehraje významnou roli úhel hřbetu, jelikož prvky jsou odmazány a je vytvořena mezera mezi obrobenou plochou a hřbetem kde nedochází ke kontaktu. Proto metoda není vhodná pro hodnocení zbytkové napjatosti obrobené plochy.

Vzhledem k nedokonalostem modelu redukované přetvoření jsou zde uvedeny jen výsledky základních modelů a srovnání s modelem J-C. Pro model J-C je provedena celá řada analýz a simulací.

3.8.1. Kritérium redukovaného přetvoření

První provedené testy byly pro obecný nůž s parametry: $\gamma_0 = 19^\circ$ a $\alpha_0 = 5^\circ$; jedná se o zjednodušenou konstrukci nože pomocí těchto dvou úhlů. Obrábění bylo simulováno při rychlosti posuvu nože 60 m/min.

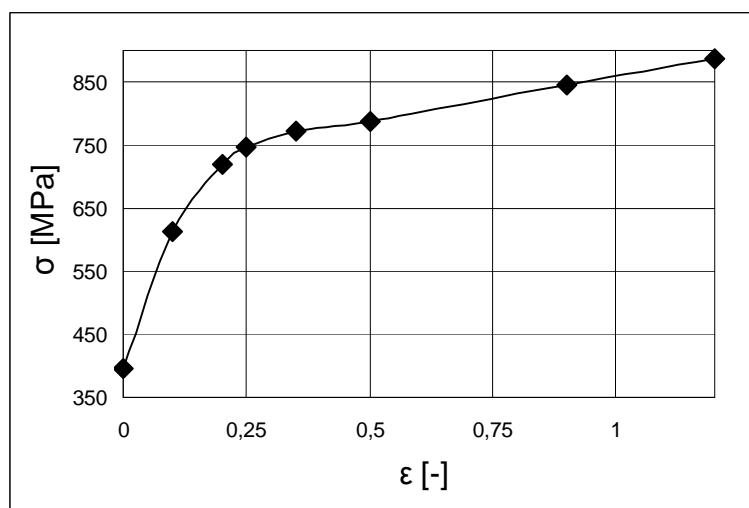
Síť konečných prvků je generována na geometrickém modelu importovaného do prostřední ANSYS. Pro síť součásti je použit plošný prvek PLANE 162, který je charakterizován 4mi uzly. Síť je tvořena jako mapovaná se zjemněním v místě tvořící se třísky. Nástroj je pro simulaci definován jako dokonale tuhý a je použita mapovaná síť s prvky typu RIGID (Obr. 3.11). Celý výpočtový model obsahuje 3508 uzlů a 3371 elementů.



Obr. 3.11 Vygenerovaná síť konečných prvků pro obrobek a nástroj.

Okrajové podmínky jsou definované jak pro nástroj, tak i pro obrobek. Na nástroji jsou odebrány všechny rotace a posuvy kromě posuvu v ose x. Obrobek je uchycen na spodní straně odebráním všech posuvů a rotací. Uchycena je také jeho levá strana se zamezením posuvu v ose x. Tato vazba je nutná z důvodu korektního popsání kontinuity reálného materiálu.

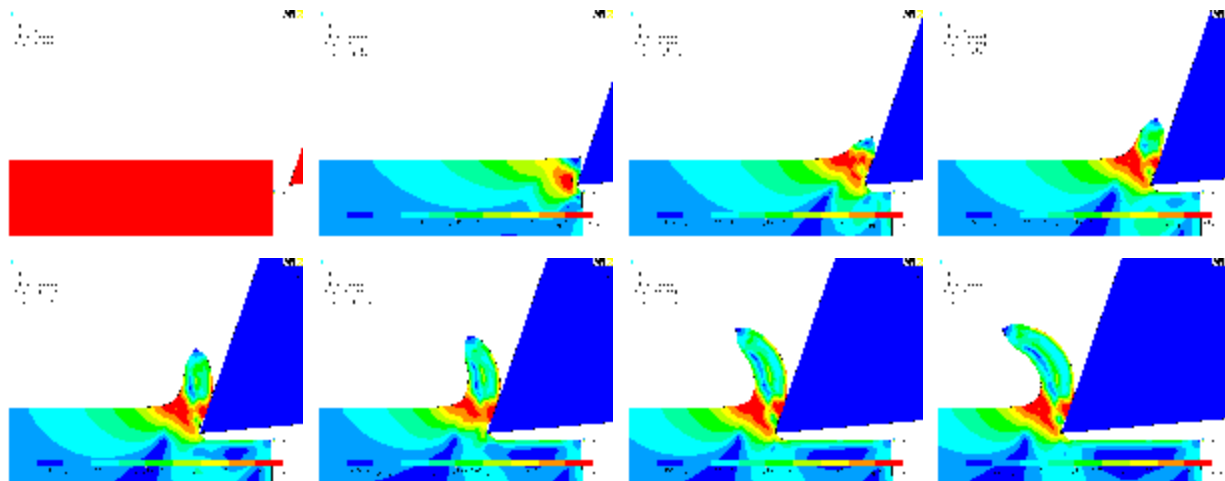
Čas obrábění a rychlost posuvu nástroje byly definovány pomocí křivky. Nastavení kontaktu a hourglassingu jsou automaticky detekovány systémem. Nastavení kritéria redukovaného přetvoření je realizováno pomocí křivky skutečného napětí-logaritmického přetvoření, Obr. 3.12 [3]. Pro definici samotného kritéria byl do vytvořeného .k souboru vložen příkaz *MAT_ADD_EROSION, ve kterém je definována hodnota redukovaného přetvoření $\bar{\epsilon} = 1,42$ [25], při které dochází k porušení materiálu. Tento upravený .k soubor byl spuštěn v procesoru LS_Dyna.



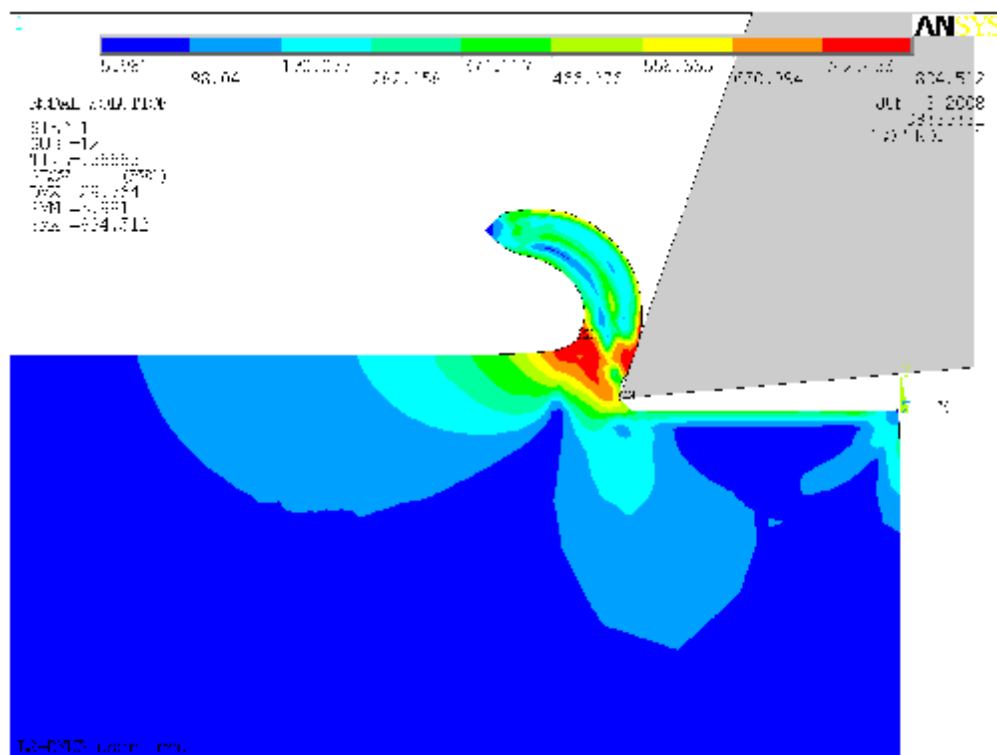
Obr. 3.12 Závislost skutečného napětí na logaritmickém přetvoření.

Prezentace výsledků

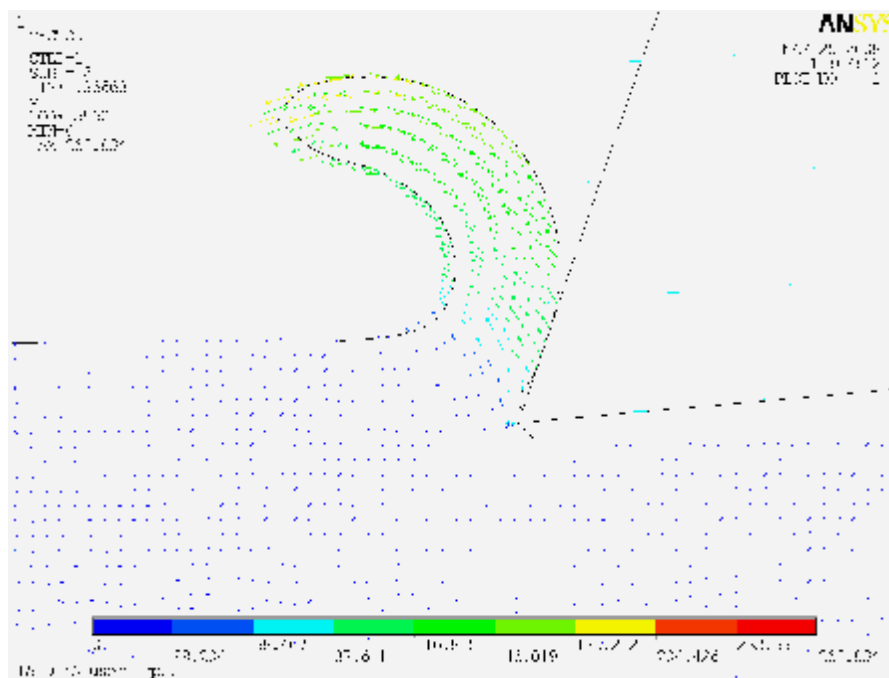
Výsledný časový rozvoj ekvivalentního napětí je patrný z Obr. 3.13 a Obr. 3.14. Zde je také patrné rozložení na oblast primární a sekundární plastické deformace uvedené v kap 2.1. Terciální oblast zaniká vlivem nedokonalosti výpočtového modelu, zejména je ovlivněn velikostí prvků sítě, jejich odmazáváním a velkým úhlem hřbetu. Mezera vzniklá mezi nástrojem a obrobenou plochou je vytvořena právě odmazáním prvků. Na Obr. 3.15 je znázorněn vektor rychlostí odcházející třísky, který je zejména ovlivněn řeznou rychlostí a součinitelem tření na rozhraní odcházející třísky a čela nástroje [42].



Obr. 3.13 Redukované napětí v průběhu řezání.

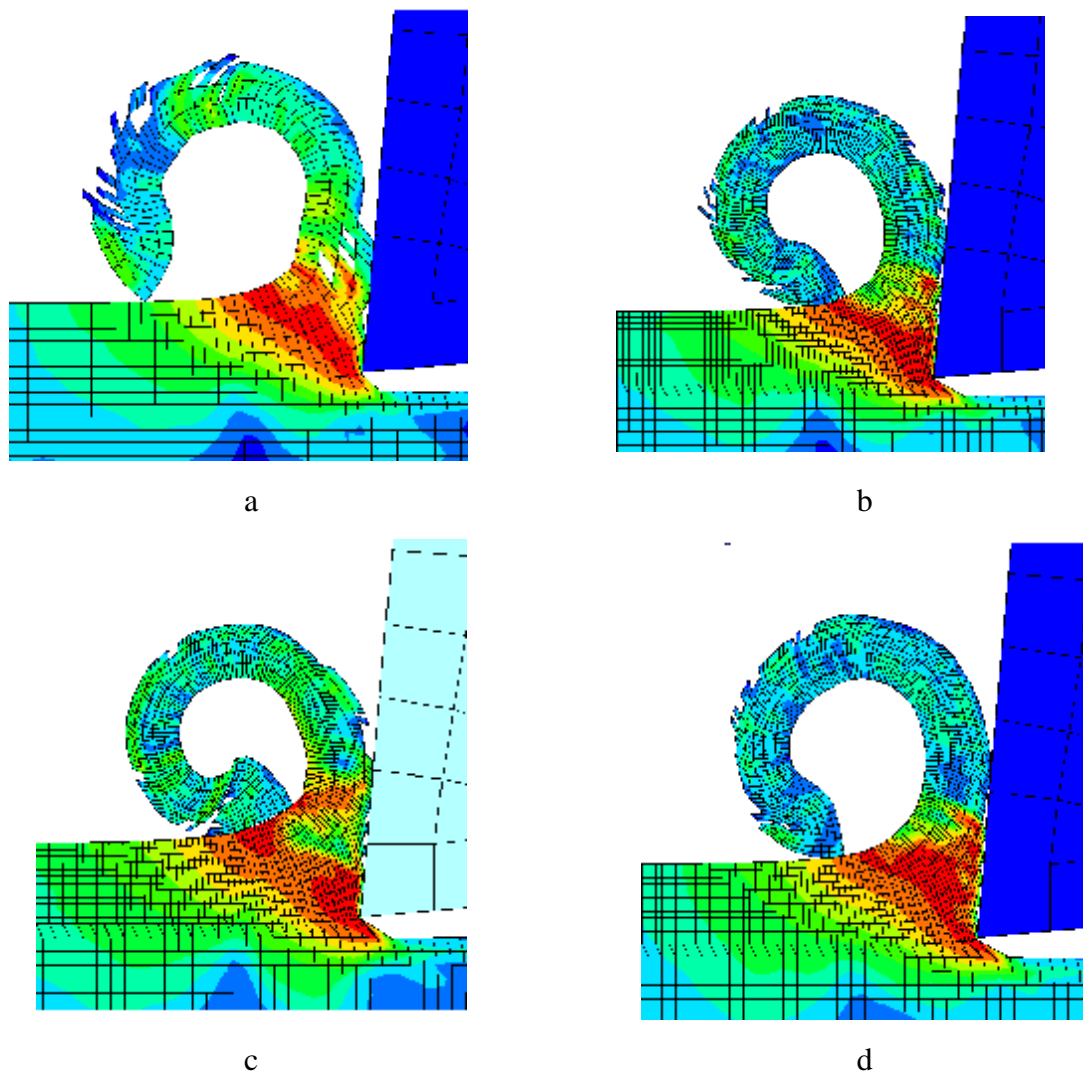


Obr. 3.14 Redukované napětí (HMH) během procesu řezání.



Obr. 3.15 Vektor rychlosti odcházející třísky.

Pro korektní simulace je třeba provést citlivostní analýzu na jednotlivé vstupní parametry. Jedny z nejvýznamnějších, kromě materiálových, jsou hustota sítě a vliv hourglassingu. Pro jednotlivá nastavení bylo provedeno několik výpočtů. Jedním z porovnávaných kritérií bylo výsledné silové působení a tvar odcházející třísky. Jednotlivé parametry a jejich ovlivnění jsou zobrazeny na Obr. 3.16 a Tab. 2.1. Hrubá síť vykazuje problém s tvarem třísky a množstvím odmazaných elementů Obr. 3.16 a, díky velkému množství těchto elementů je ovlivněna i řezná síla. Díky menšímu průřezu třísky je i výsledná síla menší než u ostatních případů. Na Obr. 3.16 b je síť s poloviční velikostí prvků, počet odmazaných elementů je přibližně stejný, ovšem vlivem jejich velikosti je výsledný tvar třísky přesnější a více odpovídá reálným tvarům. Dalším případem je zvýšení koeficientu tření na 0,3 Obr. 3.16 c, díky tomu nastává v oblasti sekundární plastické deformace větší napětí a plastická deformace a tím pádem i více odmazaných prvků než při koeficientu tření 0,1. V posledním případě při odstranění kontroly hourglassingu je tříska plynulá a počet odmazaných prvků je nejmenší, tím ovšem narůstá energie hourglassingu na úkor vnitřní energie soustavy. Tyto výkyvy energií vedou i ke zvýšení silového působení.



Obr. 3.16 Redukované napětí pro a) hrubou síť, b) jemnou síť, c) jemná síť koef. tření 0,3 d) jemná síť bez kontroly hourglassingu.

Tab. 3.4 Řezná síla pro jednotlivá nastavení parametrů sítě a hourglassingu.

	Síla [N]
Hrubá síť	3194
Jemná síť bez hourglass kontr.	3208
Jemná síť	3201
Koef. tření 0,3	3368

U všech simulací pro kritérium redukovaného přetvoření je velké množství odmazaných elementů, které ovlivňuje ostatní sledované parametry.



Obr. 3.17 Zobrazení odmazaných parametrů.

3.8.2. Johnson-Cook

Dalším materiálovým modelem, který byl realizován, je Johnson-Cook. Tento model je popsán v kapitole 3.4.2 s využitím deformační podmínky Johnson-Cook z kapitoly 3.5.1. Jako jedny z prvních byly provedeny výpočty, které ověřovaly různé nastavení parametrů nástroje z hlediska jeho použitelnosti při obrábění. Podobnými studiemi se zabývají autoři [80, 81, 82]. Obráběný materiál byl ČSN 12050, parametry pro výpočet jsou uvedeny v Tab. 3.1 a Tab. 3.3, po těchto výpočty následovala experimentální část. Zde bylo provedeno upichování mezikruží s cílem co nejvíce se přiblížit ortogonálnímu řezání. Experimentem byly získány řezné síly působící na nástroj a tvary třísek pro jednotlivá nastavení nástroje.

Vliv úhlu čela a radiusu špičky

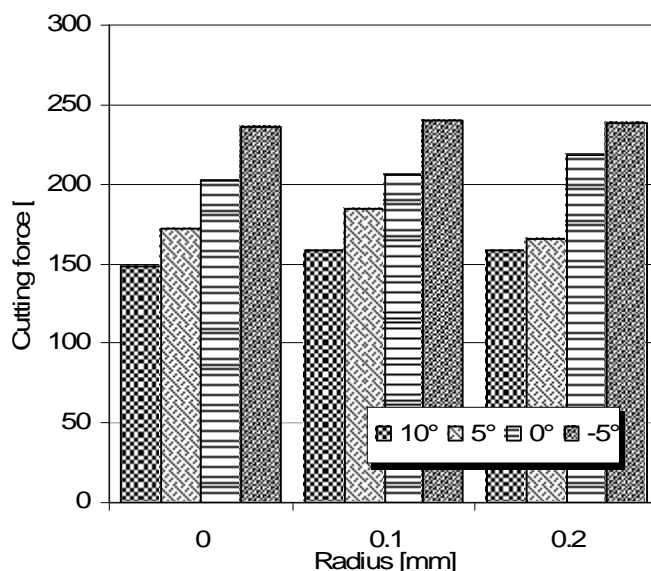
Model řezání byl charakterizován stálou řeznou rychlostí a hloubkou řezu. Tato řezná rychlost byla zvolena 180 m/min a hloubka řezu byla 1 mm. Polotovar byl vymodelován s rozměry: délka 10 mm, výška 3,125 mm a šířka 0,1 mm. Výsledná mapovaná síť byla vytvořena s dvěma různými hustotami pro oblast třísky a obrobeného materiálu. Výsledná síť obsahovala 7406 uzlů a 3580 elementů. Netypické rozměry a podmínky obrábění byly voleny s ohledem na výpočtovou analýzu a evaluaci celého materiálového modelu. Nástroj byl vymodelován s rozdílnými parametry uhlů čela (-5° ; 0° ; 5° ; 10°) a rádiu špičky (0; 0,1; 0,2 mm).

Výsledná simulace potvrzuje že jde o podmínky stabilního řezání s plynulou třískou. Celková energie děje je ustálená a energie hourglassingu je do 1,5% vnitřní energie soustavy. Množství vymazaných elementů se liší podle zvoleného úhlu čela nástroje. Nejvíce prvků je odmazáno pro úhly -5° a 0° a pro radius 0,2 mm.

Simulace ukázaly stejné rozložení plastické deformace, redukovaného napětí a teplotního pole třísky jako teoretické modely, Obr. 2.1.

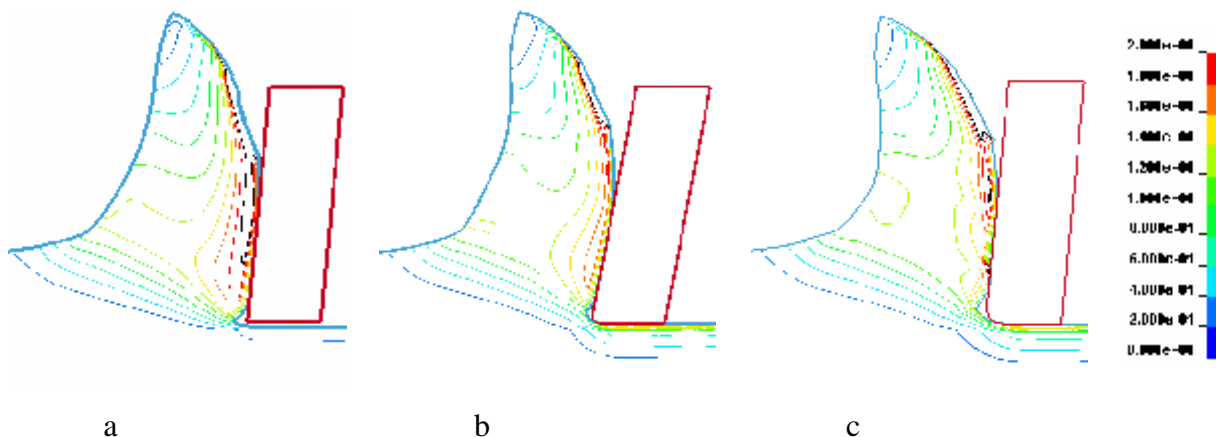
Celková řezná síla je jeden z určujících parametrů obrábění. Velikost pro jednotlivé nastavení nástroje je na Obr. 3.18. Zde je patrný její nárůst se zmenšujícím se úhlem čela. Změna rádiu špičky nástroje vede k mnohem menší změně velikosti celkové řezné síly. Více v

[79]. Výsledky simulací se téměř shodují s autory [18, 20, 42, 80, 81, 82], odlišnosti lze vysvětlit jiným materiálem a výpočetní metodou.



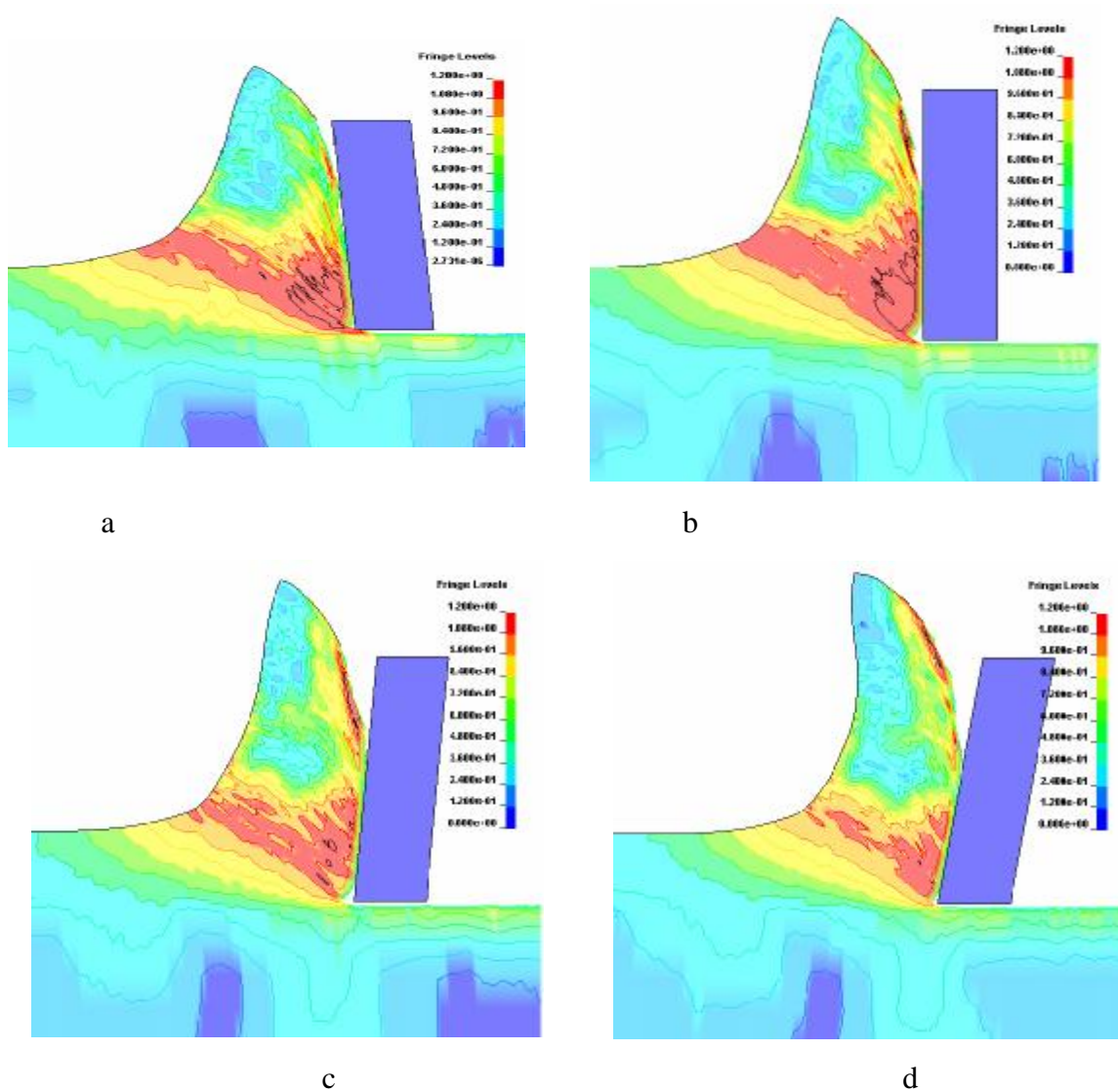
Obr. 3.18 Řezná síla pro rozdílné úhly čela a rádie špičky nástroje.

Ze simulací také vyplývá že s narůstajícím úhlem čela se zvětšuje tloušťka třísky a úhel roviny maximálních smykových napětí, i když ze simulací je zřejmé že vzniká celá oblast s velkou koncentrací těchto napětí. Změna radiu špičky je doprovázena zvětšením kontaktní oblasti mezi nástrojem a obrobkem a to vede ke zvýšení vnitřní energie kontaktu a řezných sil. Obr. 3.19 ukazuje nárůst výsledné plastické deformace na obrobeném povrchu v důsledku změny radiusu špičky. Tento nárůst byl lokálně větší než 150%.



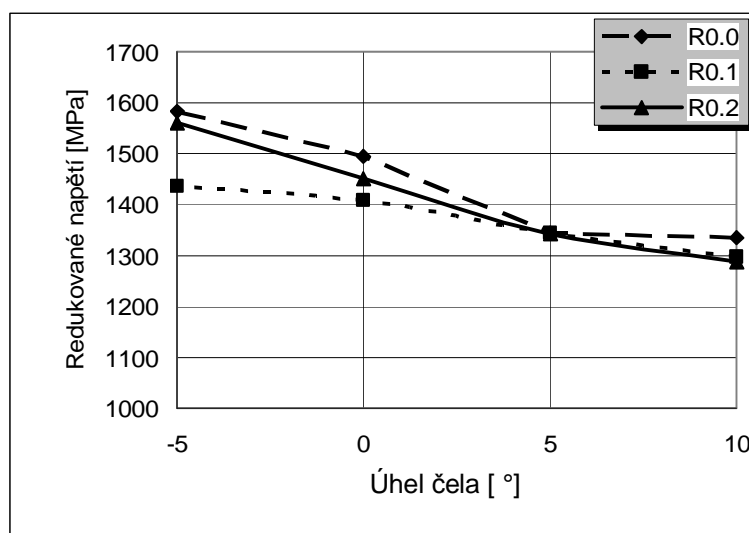
Obr. 3.19 Zobrazení kontur pro plastické přetvoření pro rádius špičky a) 0, b) 0.1, c) 0.2 mm.

Vypočtené hodnoty napětí podle podmínky HMM (Von Mises) na tříse v čase 1,85 ms jsou zobrazeny na Obr. 3.20. Maximální hodnoty napětí jsou koncentrovány v okolí špičky nástroje. Zvětšení úhlu čela nástroje vede k rozšíření oblasti primární plastické deformace a tím pádem i ke zvětšení šířky třísky. Změna radiu špičky způsobí zvýšení napětí v okolí špičky, ale zmenší se napětí v oblasti primární plastické deformace.



Obr. 3.20 Napětí dle HMH(Von Mises), pro nástroj s úhly čela: a) -5° , b) 0° , c) 5° , d) 10° .

Maximální hodnoty napětí pro různá nastavení úhlu čela a radia špičky jsou na Obr. 3.21. Oblast sekundární plastické deformace je ovlivněna zejména třením mezi nástrojem a třískou.



Obr. 3.21 Maximální napětí dle HMH pro různé nastavení nástroje.

Experimentální ověření

Pro potřeby ověření výpočtových analýz, dokonalejší vizualizace a přiblížení výpočtů realitě bylo provedeno experimentální měření.

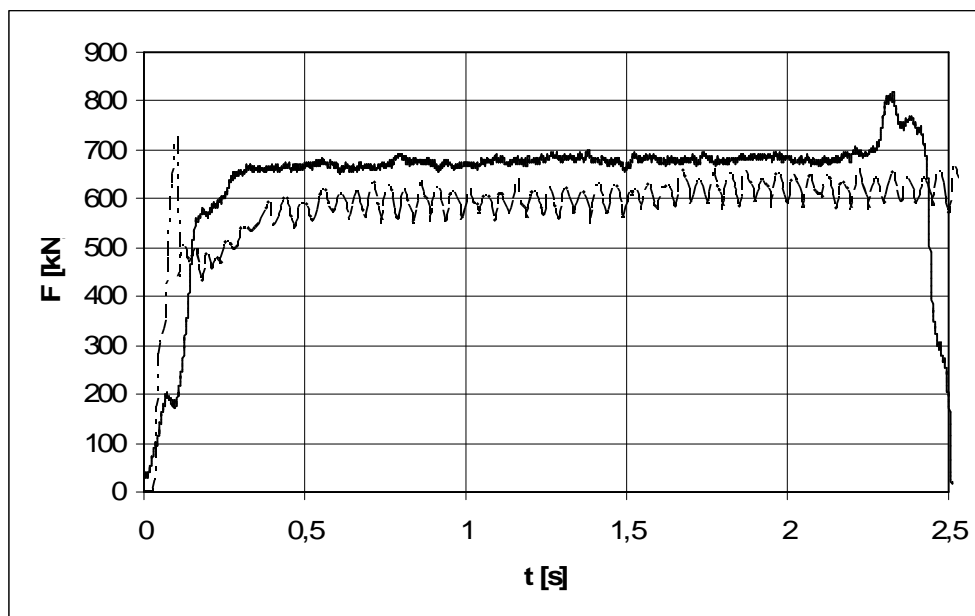
Měření probíhala formou testů soustružení upichováním obrobku o velkém průměru. Tyto podmínky lze považovat za přibližně shodné s principem ortogonálního řezání. Testovaný materiál byl stejný jako materiál výpočetně simulovaný, ocel ČSN 12 050. Pro potřeby testů nástrojů s různými úhly byly upraveny konvenční upichovací břitové destičky LFMX 2.00-0.16SN-M2 ze slinutého karbidu 8030 (Pramet). Zkoušky probíhaly na soustruhu SU 50, který byl vybaven piezoelektrickým dynamometrem KISTLER 9257B a nábojovým zesilovačem 9011A. Měření bylo zaměřeno na řezné síly a celkový tvar třísek. Řezná rychlost byla zvolena na 180m/min a hloubka řezu byla 0,2 mm. Naměřené hodnoty byly dále filtrovány a statisticky zpracovány.

Polotovary pro výpočtovou analýzu je velikosti: délka 10 mm, šířka 0,2mm a výška 2,2 mm. Rozměr šířky je 10x menší než u šířky záběru nástroje při experimentu. Předpoklad je, že hodnota řezné síly je přímo úměrná šířce polotovaru. Podmínky obrábění jsou dále shodné pro experiment i simulaci.

Výsledné hodnoty celkové řezné síly jsou v Tab. 3.5. Z ní je patrné že hodnoty mají odchylky v rozmezí 6-10%. Tyto odchylky mohou být dány vlivem nepřesností soustavy stroj-nástroj-obrobek a nepřesností výpočetní metody. Časový průběh celkové řezné síly je na Obr. 3.22. Z něj je patrné, že průběhy se shodují až na rozdílnou snímací frekvenci a vzájemný posun. Experimentální síla dosahuje vyšších hodnot.

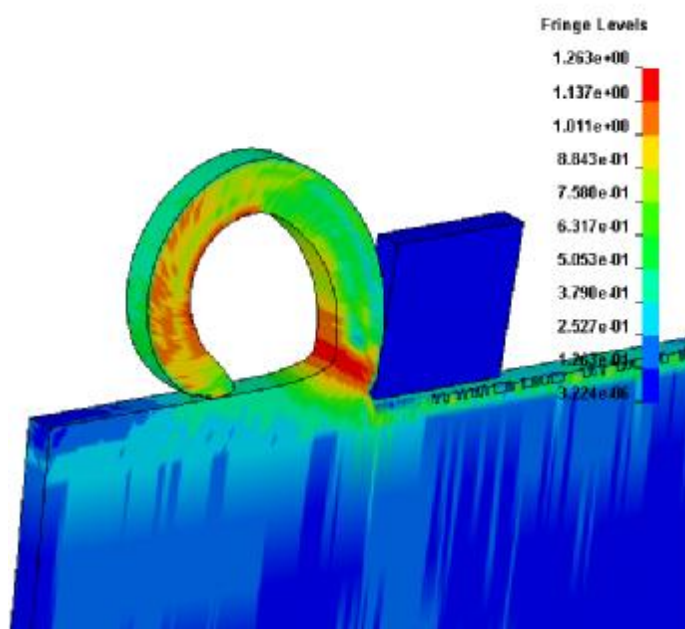
Tab. 3.5 Velikosti experimentálních a simulovaných sil.

Úhel čela	-5°	0°	5°	10°
Experimentální F [N]	826	743	676	590
Vypočtená F [N]	884	801	743	614
% odchylka	6,6	7,2	9,1	11,7

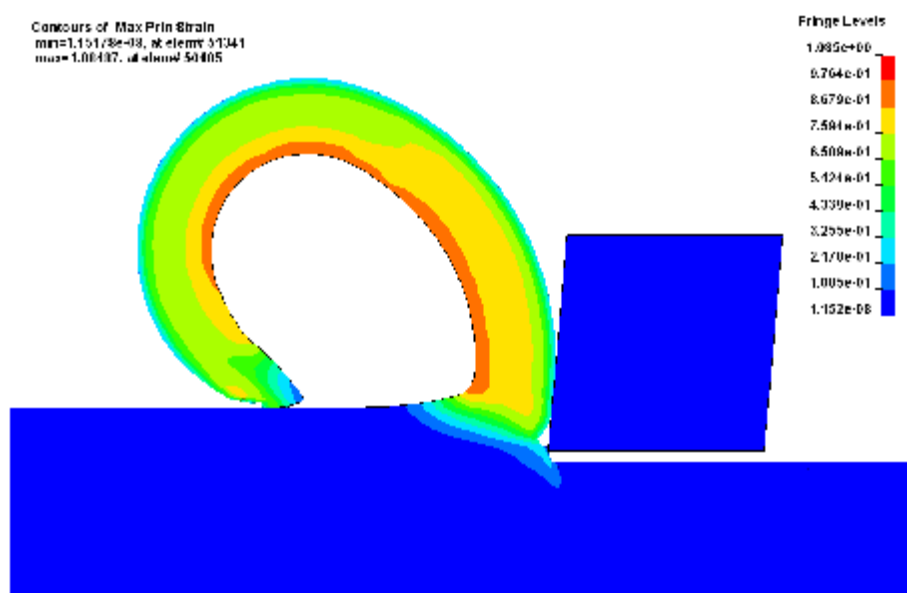


Obr. 3.22 Průběh experimentální a vypočtené celkové síly.

Rozložení pásem maximálních smykových napětí odpovídá teorii obrábění a předchozím simulacím. Napětí je rovnoměrně rozloženo po celé délce vzorku, Obr. 3.23. Přetvoření je patrné jen na vytvořené třísce, zejména na její vnitřní straně (Obr. 3.24), díky tomuto jevu se tříska stáčí. Při zmenšujícím se úhlu čela bylo toto přetvoření menší a tříska se méně stáčela, ale stále byla plynulá. Těmto závěrům odpovídá i experimentální měření, Tab. 3.6.

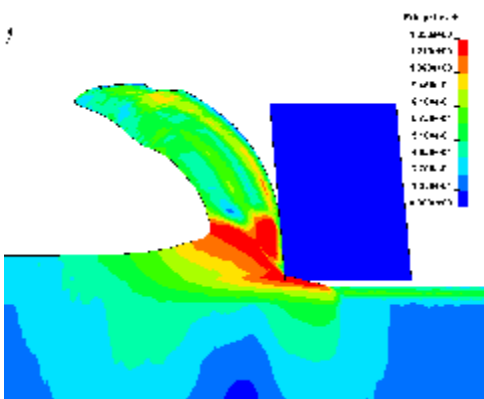
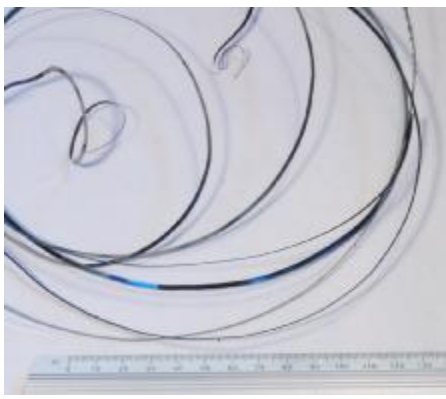
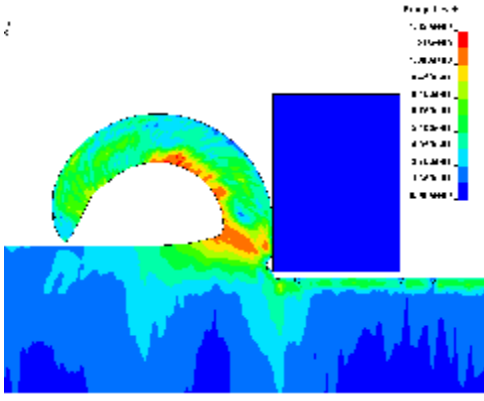
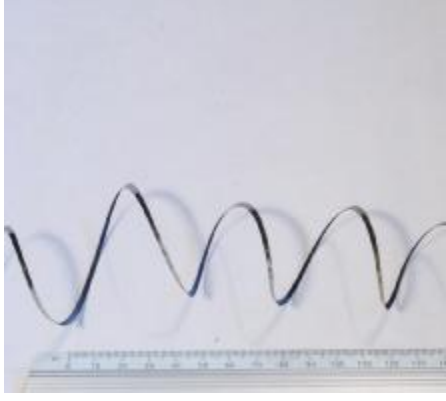
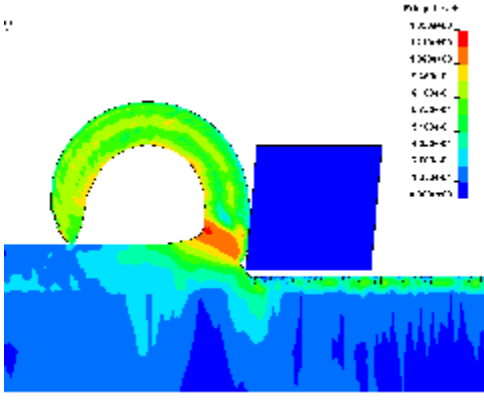

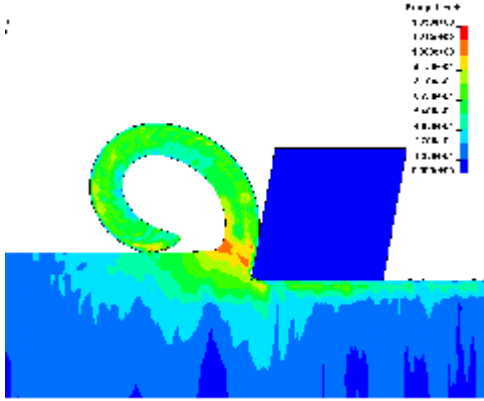



Obr. 3.23 Okamžité redukované napětí v čase 2,5.



Obr. 3.24 Přetvoření v čase 2,5 ms.

Tab. 3.6 Tvary a red. napětí třisek simulace a experimentu pro úhly čela, shora -5° , 0° , 5° , 10° .

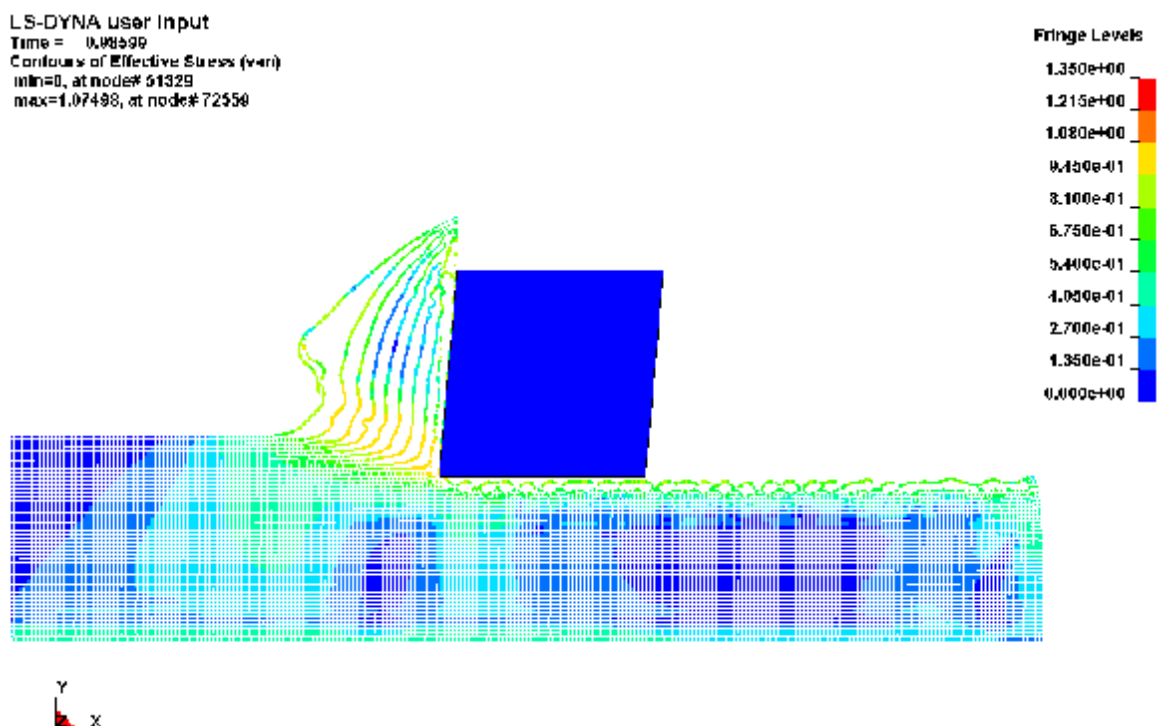
	
	
	
	

3.8.3. SPH

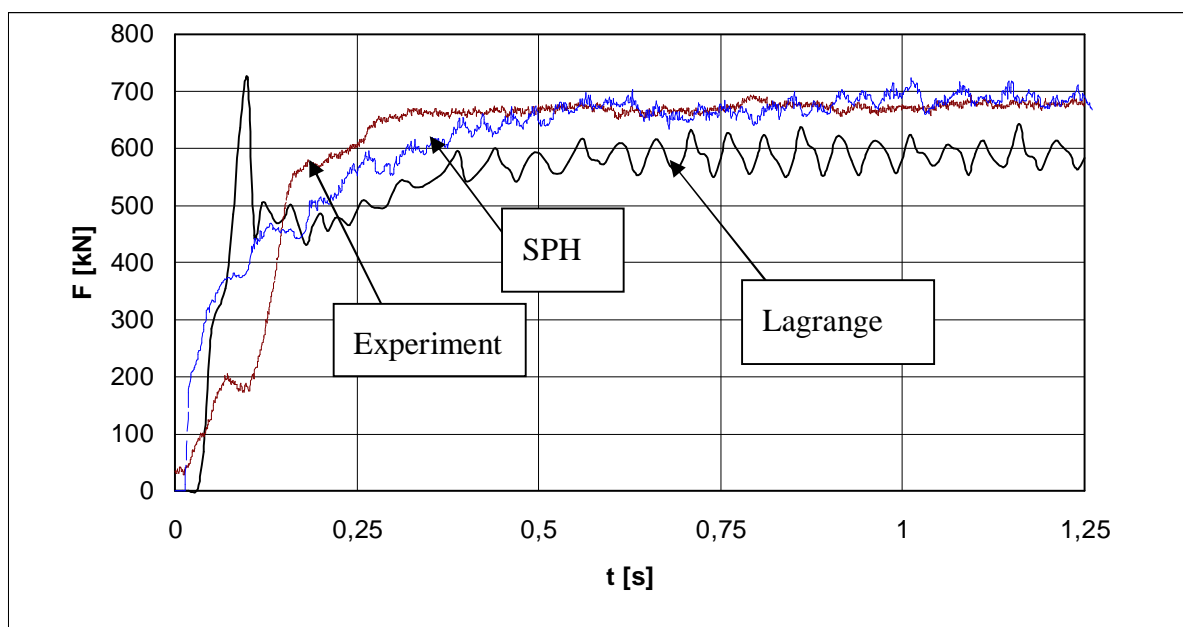
V posledních několika letech dochází k rozvoji metody popsané v kap.3.3.4. Několik autorů se věnuje její aplikaci na simulace obrábění [59, 60, 61]. Metoda je primárně určena pro sypké a tekuté materiály, tomuto také odpovídá její chování, které lze do jisté míry ovlivnit nastavením výpočetních parametrů. Nespornou výhodou metody je absence podmínky porušení, jelikož ta je implementována přímo do její definice. Z tohoto důvodu nedochází k odmazávání prvků a uzlů z výpočtu bez použití metod regenerace sítě. Obecně platí několik faktů:

- metoda je pomalejší než Lagrange nebo ALE,
- je třeba hustější síť prvků než u Lagrange,
- zobrazení deformací je pouze v uzlech,
- porušení je dáno definicí metody,
- chování podobné sypkým materiálům.

Pro testovací úlohu byla vybrána situace experimentálního měření uvedená v kap.3.8.3.



Obr. 3.25 Redukované napětí, metoda SPH.



Obr. 3.26 Porovnání celkové síly pro experiment, SPH a Lagrange s J-C modelem.

Při zkoumání silového působení zjistíme že metoda SPH nejlépe odpovídá reálným výsledkům, Obr. 3.26 Tento rozdíl, oproti Lagrangeově formulaci, je díky neodmazávání elementů z výpočtu při stejném materiálovém modelu. Do jisté míry hraje i roli hustota sítě, která musí být při SPH metodě větší než u Lagrangeovy metody. Pokud převedeme Lagrangeovu síť na SPH dostáváme čtyřnásobnou hustotu této sítě. U Lagrange probíhá nejčastěji jednobodová integrace prvku a hodnoty posuvů a přetvoření jsou vypočteny pro element. Pokud tento je 4stěn tak převodem na SPH dostáváme 8 samostatných bodů, pro které jsou vypočteny posuvy a přetvoření vůči jejich sousedům.

4. ANALYTICKÉ KONTROLNÍ VÝPOČTY STOPKOVÉ FRÉZY

Z hlediska deformace a pevnosti nástroje lze analytické výpočty rozdělit do dvou kategorií na lokální a globální vlastnosti nástroje. Obě tyto kategorie uvažují velmi zjednodušenou geometrii nástroje a mnoho předpokladů. Výpočty namáhání břitu a zubu jsou jen návrhové a v praktických aplikacích jen zřídka kdy použitelné. Namáhání nástroje na ohyb je důležitým parametrem zejména u nástrojů z HSS. Průhybem nástrojů a korekcí těchto deformací již v NC kódu se zabývá Ming [83] a Gadalla.[84].

4.1.1. Namáhání břitu a zubu nástroje

Nejvýznamnější lokální oblastí je zejména břit a zub nástroje. Při kontrole jejich pevnosti musíme vycházet ze znalosti silového působení na nástroj. Celé řešení je možné jen za zjednodušených předpokladů [10]. Z hlediska pevnostní kontroly břitu je vhodné uvažovat pouze namáhání na ohyb od síly F_h . Vypočtené ohybové napětí σ_o musí být menší než dovolené napětí v ohybu σ_{Do} . Podíl těchto hodnot vyjadřuje bezpečnost návrhu.

$$S_o = \frac{M_o}{W_o}, \quad (4.1)$$

kde: $M_o = F_h \cdot m_w$, m_w je vzdálenost od působení síly F_h a W_o je ohybový modul průřezu břitu.

Pevnost zubu je hodnocena na základě hodnoty napětí v ohybu v místě paty:

$$S_o = \frac{F_c \cdot h_w}{W_o} \leq S_{Do}, \quad (4.2)$$

kde h_w je výška zubu, W_o je ohybový modul průřezu paty zubu, pro monolitní frézy ostřené na čele lze uvažovat hodnotu:

$$W_o = \frac{l \cdot K^2}{24}, \quad (4.3)$$

kde l a K jsou rozměry v místě myšleného vetknutí.

Dané vztahy jsou značně zjednodušené, a tedy mají jen orientační charakter pro obecný nástroj. Využít vztahů lze úspěšně pro geometricky nenáročné nástroje, jako jsou kotoučové frézy s rovnými zuby a podobné.

4.1.2. Namáhání nástroje na ohyb

Jedním z nejdůležitějších aspektů pro přesnou práci nástroje je jeho průhyb. Ohyb nástroje nepříznivě ovlivňuje kvalitativní parametry obrobeneho povrchu. Při velkém silovém zatížení se nástroj odchyluje od své osy a výsledná plocha je geometricky nepřesná. Při těchto deformacích se také mění geometrie nástroje vůči obrobku, a tím se mění podmínky obrábění projevující se vibracemi a zhoršenou jakostí obrobeneho povrchu. Hledisko pevnosti celého nástroje v těsné souvislosti s hodnotou průhybu je druhým vyšetřovaným parametrem.

Průhyb nástroje lze analyticky vyšetřit za předpokladu několika zjednodušení pro dosažení prutových předpokladů [12,84], Obr. 4.1:

- definice uchycení stopky nástroje jako pevné vetknutí,
- konstantní průřez po délce,
- spojitě zatížení nahradíme osamělou silou,
- síla má působiště v ose nástroje.

Poté lze průhyb definovat následovně :

$$w_f = \frac{F \cdot L^3}{3 \cdot E \cdot J_1} \quad (4.4)$$

Kde F je působící síla, L je délka vyložené části nástroje, E je Youngův modul a J_1 je osový kvadratický moment. Průřez řezné části má poměrně složitý tvar, takže jeho osový kvadratický moment J_1 nelze vyjádřit pomocí jednoduchého vztahu. Lze jej ovšem získat pomocí CAD systémů nebo podrobným geometrickým rozbořem. Kivanc a Budak [13] uvádí pro výpočet kvadratického momentu rovnici na základě ekvivalentního rádia pro jeden kvadrant frézy:

$$J_{xx} = \left[\int_0^{p/2} \int_0^{R_{eq}} r^3 \cdot \sin^2(q) dr d\theta \right] - \left[\frac{1}{8} p \left(\frac{fd}{2} \right)^4 + \frac{p (fd/2)^2}{2} \left(r + a - \frac{fd}{2} \right)^2 \right] \quad (4.5)$$

kde R_{eq} je ekvivalentní radius, a je pozice středu oblouku a θ je pootočení pozice středu oblouku.

Krokem pro přiblížení výpočtu reálnému nástroji je doplnění části nosníku, který odpovídá stopce. Vznikne tak nosník se dvěma průřezovými charakteristikami. Další část - stopka, má kruhový průřez a osový kvadratický moment J_2 je:

$$J_2 = \frac{p \cdot D^4}{64} \quad (4.6)$$

Průhyb nosníku s dvěma průřezovými charakteristikami:

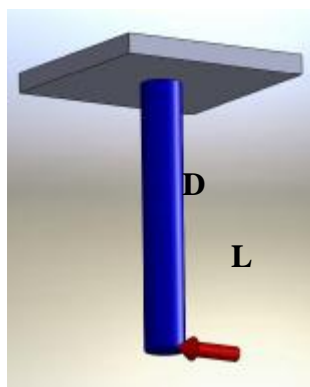
$$w = \frac{F \cdot L_1^3}{3 \cdot E \cdot J_1} + \frac{F \cdot \left[(L_1 + L_2)^3 - L_1^3 \right]}{3 \cdot E \cdot J_2} \quad (4.7)$$

Model se dvěma průřezovými charakteristikami ve svých pracích uvádí Kivanc-Budak [13] a Salgado [8] jako dostatečně přesný pro popis reálných deformací.

Hodnocení pevnosti je opět založeno na zjištění hodnoty maximálního napětí pro dané vyložení a hodnotu nejmenšího průřezového modulu. Pro tento výpočet je také zahrnut vliv krutu. Pro ohyb platí:

$$s_o = \frac{M_o}{W_o}, \quad (4.8)$$

kde $M_o = F \cdot L$ a $W_o = \frac{\rho d_o^3}{32}$ pro kruhový průřez.



Obr. 4.1. Model zatížení nástroje s jednou průřezovou charakteristikou.

Pro krut:

$$t_k = \frac{M_k}{W_k}; \quad (4.9)$$

kde M_k je kroutící moment působící na nástroj a $W_k = \frac{\rho}{2} \cdot r_j^3$ je průřezový modul pro krut určený pro průměr jádra nástroje r_j .

5. KONTROLNÍ VÝPOČTY FRÉZY POMOCÍ IMPLICITNÍ MKP

Výpočty pomocí MKP(implicitní) jsou velmi rychle rostoucím odvětvím v mnoha oborech strojírenské výroby. Nejvíce se s nimi můžeme setkat v automobilovém a leteckém průmyslu, kde vedou k optimalizovaným návrhům součástí. Metoda si získává vedoucí postavení při kontrole, návrhu a zejména univerzálnosti použití. Metoda je do jisté míry nezávislostí na geometrickém tvaru součástí. Vstupní a výstupní parametry výpočtu jsou dány teorií MKP. Množství empiricky zjišťovaných konstant potřebných pro analytické výpočty je zde zredukováno na základní pevnostní materiálové charakteristiky. Ve většině úloh bývá hlavní neznámou, která se zjišťuje, napětí a deformace součástí. MKP jsme samozřejmě schopni zjistit i jiné veličiny jako jsou [54]: vlastní frekvence součástí (tzv. modální analýza), vedení tepla [85], analýza proudění látek, elektromagnetické vlastnosti, velké deformace.

5.1. Postup výpočtu

Průběh výpočtu lze rozdělit do několika kroků [53, 55]:

- **Pre-processing** – zde dojde k načtení geometrie součásti a vytvoření sítě konečných prvků (mesh), vytvoření okrajových podmínek (zatížení a uchycení) a definice materiálových charakteristik.
- **Processing** – probíhá samotný výpočet na základě vybraných algoritmů.
- **Post-processing** – vizualizace a výpis požadovaných výsledků.

Pro analýzu MKP lze vybrat z celé řady komerčních MKP programů. Nejrozšířenější programy, které obsahují množství simulačních parametrů, algoritmů a možností, jsou zejména: ANSYS, ABAQUS, NASTRAN, COSMOS, atd. Pro řešení byl vybrán program Ansys a Ansys workbench.

Nejrozsáhlejší práce pro uživatele je oblast zadání výpočtu (pre-processnig), tuto lze rozdělit do několika kroků:

- import (vytvoření) geometrie,
- definice materiálu,
- vytvoření sítě konečných prvků (MESH),
- určení zatížení a posunutí (uchycení),
- nastavení parametrů výpočtu.

Tyto kroky jsou obecně popsány v [53, 55].

5.1.1. Geometrický model nástroje

Výpočtová analýza pomocí MKP vyžaduje kvalitní a tvarově odpovídající geometrii. Geometrie pro výpočet je možno vytvořit několika cestami.

- První je tvorba modelu přímo ve výpočtovém programu. Výpočtové programy nabízí omezené možnosti pro tvorbu geometrie a obsahují základní operace pro tvorbu geometrie, jako je vytažení, rotace a boolean operace. Vzhledem ke složitosti nástroje je tato možnost nepoužitelná pro tvorbu složitějších nástrojů jako je stopková fréza se zuby ve šroubovici.
- Druhou možností pro tvorbu geometrie je práce v CAD programu vyšší třídy. Tyto programy již obsahují funkce pro tvorbu složitější geometrie. Potřebné funkce jsou zejména tyto: tažení profilu po šroubovici (přidání/odebrání materiálu); spojení profilů a tažení po obecné křivce. Problém při tvorbě geometrie v CAD programu jsou vstupní data. Na nástroji jen velmi těžko zjistíme rozměry pro tvorbu CAD modelu. Výkresová dokumentace výrobců je nekompletní z hlediska 3D modelování nástroje. Výkresy jsou primárně určeny pro výrobu a kontrolu nástroje. Použití výkresové dokumentace je také omezeno využíváním moderních brousících CNC strojů používaných k výrobě nástrojů. Zde obsluha zadá parametry nástroje přednastavené výrobcem stroje do řídicího systému. Tyto parametry jsou většinou voleny dle norem DIN určených nástrojů. Dalším problémem při tvorbě geometrie v CAD programu je samotný systém práce. Při tvorbě geometrie je využito 2D skic nebo jednoduchých 3D skic ve tvaru úseček nebo šroubovice. Takto vzniklá geometrie se liší od geometrie vytvořené brousícím kotoučem. Největší rozdíl je pozorovatelný na výbrusu zubů ve šroubovici. Zde při reálné výrobě dochází ke změně již vyrobeného tvaru zbytkem procházejícího nástroje. Tento problém je řešitelný jen v programu Catia a Solidworks od v.2008. Zde je již dostupná funkce tažení 3D tělesa po šroubovici.
- Třetí možností je využití Reverzního inženýrství (RE). RE je soubor metod kterými jsme schopni převést reálnou součást do virtuální podoby. Jako prostředek nám slouží 3D skener. Výstupním formátem 3D skeneru je geometrie ve formátu STL (stereolithography), Obr. 5.2. Tento formát reprezentuje těleso jako 3D polygonovou síť. Práce s touto sítí je velmi časově i výpočetně náročná. Pro výpočty MKP lze tuto síť exportovat do formátů z kterých již můžeme vytvořit síť konečných prvků.

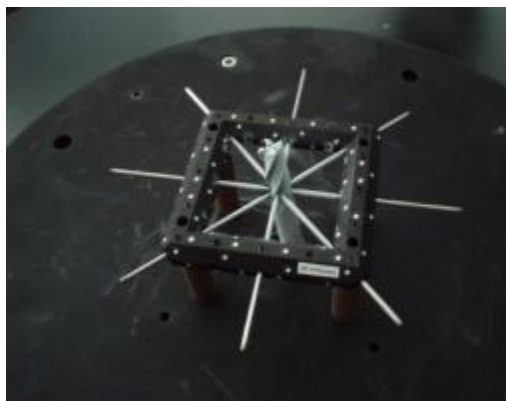
Při použití skeneru ATOS II SO firmy GOM, lze dosáhnout přibližné vzdálenosti mezi dvěma měřeními body 0,02 mm při odchylce polohy 0,01 mm.

Další použití STL souboru je převod polygonové sítě na plošný model a následný objemový model, se kterým jsme již schopni pracovat v CAD programu. Tato cesta je velmi časově i odborně náročná, vyžaduje specializovaný program či modul vyšších CAD systémů. Nejprve je na polygonové síti třeba vytvořit hraniční křivky pro budoucí plochy. Na těchto křivkách jsou dále vytvořeny plochy s daným stupněm a segmentací. Problémů při tvorbě je několik.

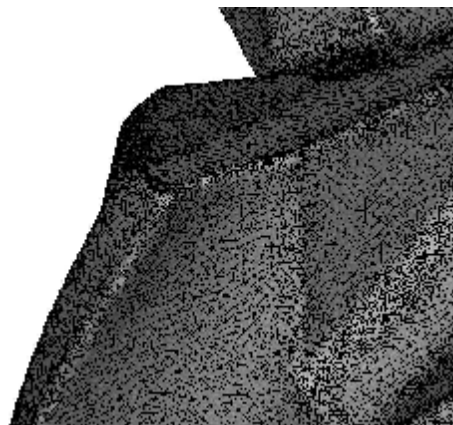
- Prvním je odchylka od původní STL sítě. Při nedostatečném stupni plochy nejsme schopni kontrolovat odchylku od původní polygonové sítě.
- Další problém při tvorbě těchto ploch je jejich vzájemná návaznost. Návaznosti jsou trojího druhu. První je kontakt ploch, zde je zaručeno že plochy navazují v přiléhajících hraničních křivkách. Vyšším stupněm návaznosti je tečná návaznost. Plochy mají stejnou hraniční křivku a navíc je zde splněna podmínka tečnosti. V každém bodě přechodu ploch je tečný vektor stejného směru, tzn. první derivace iso-křivek v tomto

bodě je rovna nule. Nejvyšším stupeň spojitosti je křivostní navázání ploch. Zde jsou dodrženy všechny podmínky z předchozích a návaznost je povýšena na vyšší stupeň. Směrové vektory v bodě návaznosti mají stejný směr i velikost, druhá derivace v tomto bodě je rovna nule [86]. U tohoto přechodu jsou již dodrženy optické, funkční a další podmínky pro finální model.

Tvorba modelu z ploch a křivek probíhá ručně, při použití automatických funkcí programů se u složitější geometrie násobí nepřesnost, nebo je vytvořeno velké množství malých ploch.



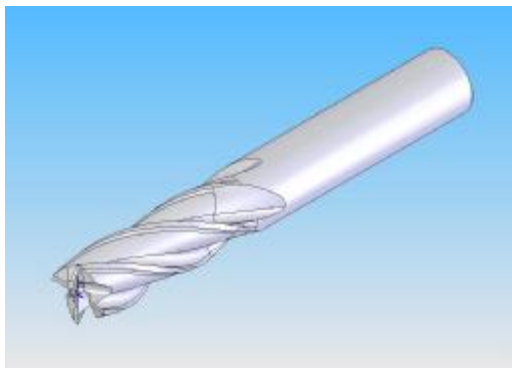
Obr. 5.1 Skenovaná fréza upnutá v rámečku.



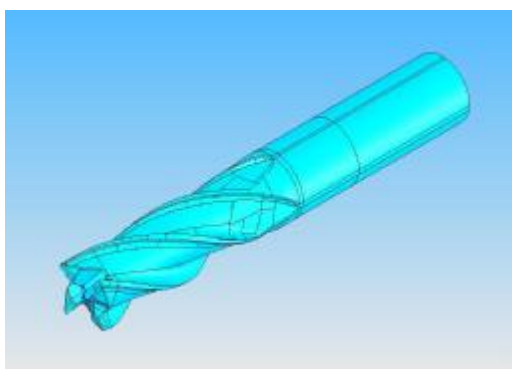
Obr. 5.2 Výsledný STL soubor, detail špičky zubu.

Pro výpočtový model zatěžování nástroje byly zvoleny tři varianty modelu geometrie.

- Prvním je geometrie vytvořená v CAD systému, Obr. 5.3. Pro tvorbu byl zvolen program SolidWorks 2007. Při modelování se vycházelo z výkresové dokumentace nástroje a z rozměrů změřenými na reálném nástroji. Výsledná geometrie je ovlivněna problémy uvedenými výše.
- Dalším modelem je STL síť, Obr. 5.4, tato byla získána skenováním reálného nástroje skenerem ATOS II SO ve firmě MCAE systems, Obr. 5.1. U této geometrie se vyskytl jediný problém a to nemožnost přesného zachycení ostrých hran modelu. Tato nepřesnost ale výsledný výpočet ovlivní jen minimálně. Následně byla síť upravena v programu ANSYS ICEM CFD.
- Poslední model vznikl rekonstrukcí STL geometrie na plošný model, Obr. 5.5. Tento model byl rekonstruován v programu Tebis. Na tomto modelu lze odstranit problém chybějících ostrých hran a celková odchylka od původní sítě je v toleranci 0,05 mm. Tento plošný model byl dále zpracován jako objemový v prostředí programu Catia a uložen do univerzálního výměnného formátu pro potřebu CAE programů.



Obr. 5.3. CAD model nástroje



Obr. 5.4. Plošný rekonstruovaný model nástroje



Obr. 5.5. STL model nástroje

5.1.2. Zatížená plocha

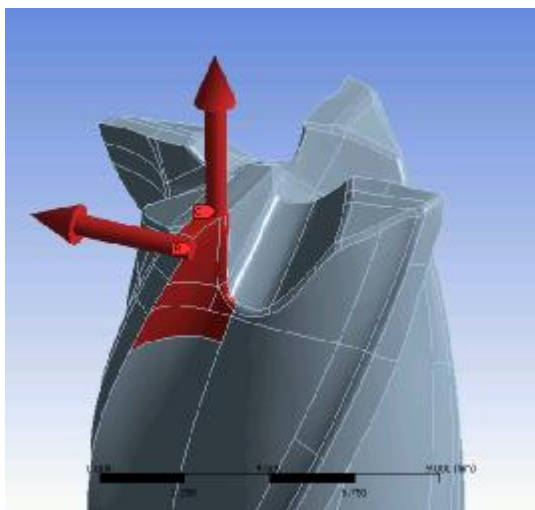
Při uvažovaném způsobu obrábění je v záběru jeden zub nástroje a plochy, na které působí řezné síly, jsou obecného tvaru. Jejich velikost je odvozena z působení odcházející třísky na čele a kontaktní plochy na hřbetu nástroje. Pro výpočet byla použita plocha, která vznikne kolmým průmětem průřezu třísky na čelo nástroje (pro působení síly F_x , F_y). Síla F_z působí na hřbet nástroje, Obr. 5.6. V průběhu řezu je nástroj zatěžován nerovnoměrně (plocha

třísky není konstantní). Vliv proměnnosti třísky lze při použití statického výpočtu zanedbat. Model zatěžování, který je použit, rozdělí působící sílu rovnoměrně na celou označenou plochu břitu nástroje. Velikosti těchto sil jsou získány experimentálně a uvedeny v kap.2.3, Tab. 5.1

Tab. 5.1 Velikosti sil v jednotlivých časových úsecích n .

n	F_x	F_y	F_z
1	256,628	-352,747	-48,278
2	246,753	-380,642	-26,525
3	276,123	-434,119	-2,604
4	318,445	-464,209	7,600
5	326,806	-490,430	27,160
6	311,108	-538,892	29,711
7	348,559	-579,710	63,000

Při podrobnější analýze by bylo nutné stanovit rozložení sil, které působí na břit nástroje v průběhu řezu. Pro STL model byla síla působící na plochu čela označena přímo na uzlech (bodech), které odpovídaly dané oblasti.



Obr. 5.6 Definice silového zatížení řezného nástroje v prostředí ANSYS workbench

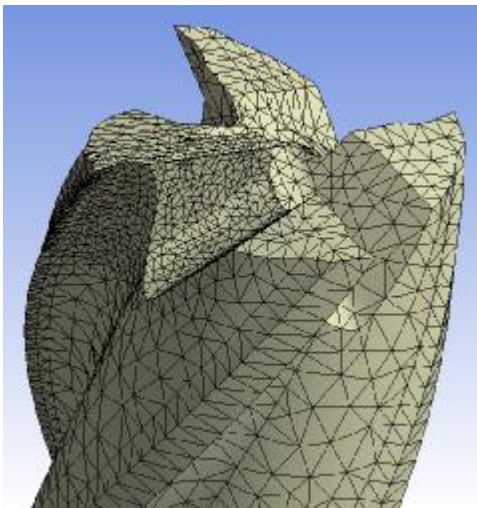
5.1.3. Výpočtová analýza

Pro výpočet byl použit program ANSYS a Ansys Workbench. V první fázi výpočtu šlo o zatížení statické a byly použity síly získané z dlouhodobých zkoušek trvanlivosti fréz. Cílem je získat informace o měnící se deformaci a napětí v nástroji v průběhu jeho opotřebení. Výpočet byl rozložen do několika zátěžných kroků podle stádia opotřebení

(vyjádření změnou silového působení). Změna geometrie ploch, na které působí zátěžné síly, vlivem opotřebení se pro celkovou deformaci a napjatost ukázala jako zanedbatelná.

Síť konečných prvků je složena ze čtyřstěnů (prvku typu tetrahedron) o velikosti 0,5 mm. V oblasti břitu a plochy s předpokládanou koncentrací napětí je síť zjemněna na 0,3 mm. Celý nástroj je pootočen o úhel ϕ_s a je vetknut na obvodu stopky v oblasti styku s držákem. V tomto místě je předpoklad koncentrace napětí.

Síť CAD modelu obsahuje 46316 uzlů a 30452 prvků, rekonstruovaný model s následným zjemněním obsahuje 572701 uzlů a 402360 prvků. STL model obsahuje 42428 uzlů a 231711 prvků, Obr. 5.7.



Obr. 5.7 Síť konečných prvků

5.1.4. Materiál nástroje

Nástroj je vyroben práškovou metalurgií z rychlořezné oceli ASP30. Tato ocel se vyznačuje vysokou homogenitou materiálu, malou velikostí zrn a vhodnou distribucí karbidů a minimální pórovitostí Tab. 5.2. Materiálové vlastnosti jsou uvedeny v Tab. 5.3.

V porovnání s tvarově shodnými čelními frézami (se stejným PVD povlakem), u kterých se využívá konvenční tvářecí technologie pro výrobu polotovaru, pak ASP frézy představují menší rozptyl výsledků, stabilnější frézování a za přibližně stejných podmínek obrábění prodloužení trvanlivosti o 30 až 50% [87].

Tab. 5.2. Složení oceli ASP 30 [88]

Složení	C	Cr	Mo	W	V	Co
%	1,28	4,20	5,0	6,40	3,10	8,50

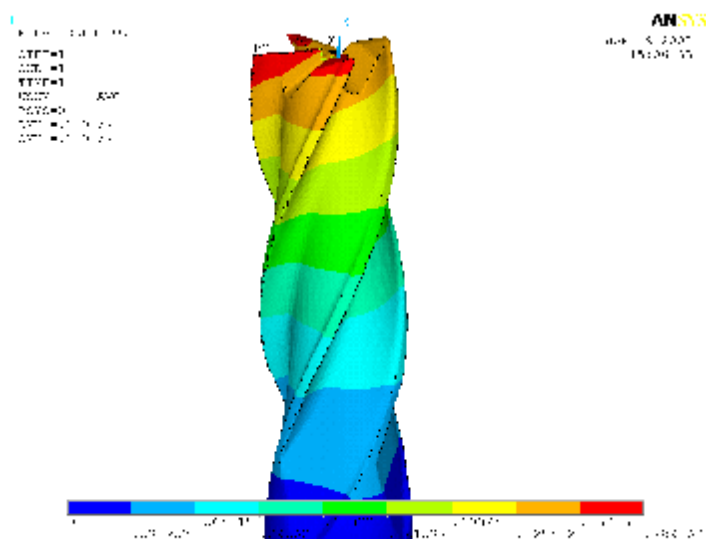
Tab. 5.3. Mechanické vlastnosti materiálu ASP30 [88]

			TEPLOTA		
			20°	400°	600°
HUSTOTA	Kg/m ³	1	8050	7935	7880
MODUL PRUŽNOSTI	kN/mm ²	2	240	214	192
KOEFICIENT TEPLOTNÍ ROZTAŽNOSTI	20°C, na °C	2	-	11.8x10-6	12.3x10-6
MĚRNÉ TEPLO	J/Kg °C		420	510	600
TEPLOTNÍ VODIVOST	W/m °C		24	28	27

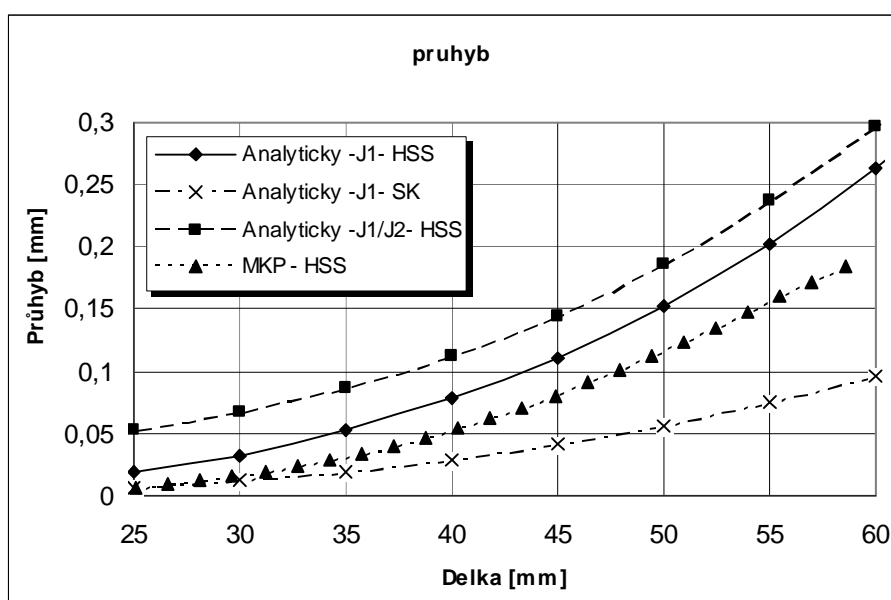
2 =tvrzeno 1180°C a temperováno 560°C, 3x1 h.

5.1.5. Výsledky MKP

Výsledné deformace frézy se zuby ve šroubovici, které byly vypočteny programem ANSYS, jsou na Obr. 5.8. Na Obr. 5.9 jsou výsledky výpočtu průhybu vetknutého nosníku (pro materiály HSS a SK) se dvěma průřezovými charakteristikami a výpočtem MKP. Deformace jsou vypočteny v rozmezí maximálního a minimálního vyložení nástroje. Zátěžná síla je pro všechny modely stejná. Pro účely porovnání jednotlivých výpočtových modelů je hodnota deformace odečtena pro všechny modely ve středu frézy. Maximálních hodnot dosahuje deformace, zejména u MKP modelu na deformovaném zubu, jedná se ovšem z hlediska celého modelu o lokální deformaci. Největších deformací dosahují oba analytické modely. Tyto dva modely a jejich analytické vztahy můžeme použít pro těleso s prutovými předpoklady. Řezná část nástroje však tyto předpoklady nesplňuje. Šroubovitě uložení zubů způsobuje zpevnění nástroje v ohybu, i když polární moment průřezu řezné části nástroje je menší než u uvažovaného nosníku konstantního průřezu aplikovaného při analytickém výpočtu, vzorec (4.7). Při minimálním vysazení v oblasti 25 mm je chování MKP modelu již přirovnatelné k analytickému modelu pro slinutý karbid. To je dáno tužším přechodem geometrie u MKP modelu a skokovou změnou průřezové charakteristiky analytického modelu.

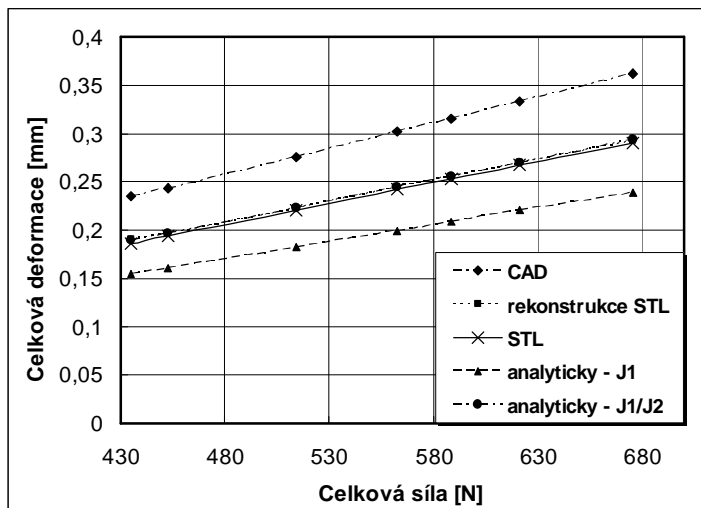


Obr. 5.8 Průhyb nástroje



Obr. 5.9 Průhyb nástroje závislí na délce vyložení.

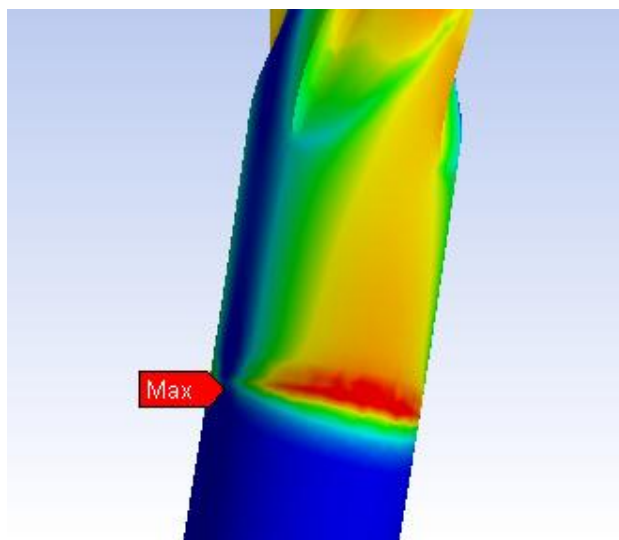
Deformace jsou závislé na působící síle, která se vlivem opotřebení nástroje zvětšuje. Průběh zvětšující se deformace v závislosti na síle je znázorněn na Obr. 5.10. Zde jsou maximální hodnoty deformace pro tři zpracované MKP modely. Analytický model vyjadřuje maximální průhyb střednice nosníku. Z tohoto důvodu je maximální deformace menší než u ostatních modelů, kde je maximální průhyb na špičce deformovaného zubu.



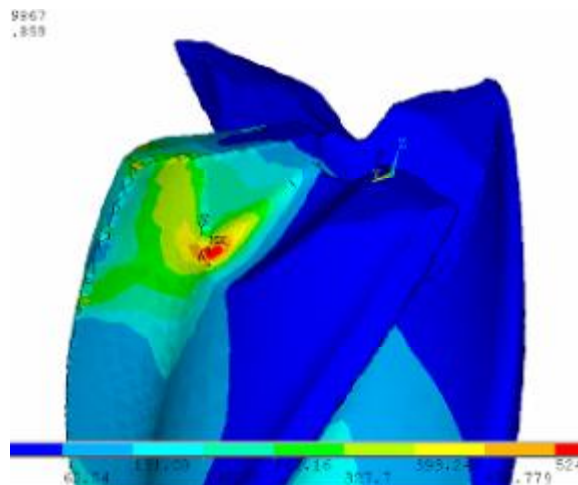
Obr. 5.10 Průhyb v závislosti na čase.

Pro STL model a model rekonstruovaný z STL jsou deformace téměř totožné. CAD model dosahuje vlivem rozdílné geometrie větších odchylek než ostatní modely (menší průřez řezné části nástroje).

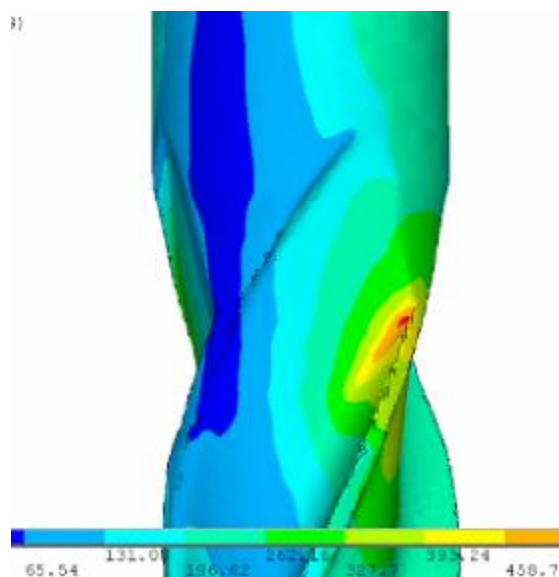
Napětí zjištěné na modelech při zátěžných stavech se liší vlivem rozdílné geometrie a vygenerované sítě. Napětí zjištěné na modelech při zátěžných stavech se liší vlivem rozdílné geometrie a vygenerované sítě. U všech tří modelů lze nalézt tři významná místa s koncentrací napětí.



Obr. 5.11 Napětí v místě uchycení.



Obr. 5.12 Napětí v kořenu zubu.



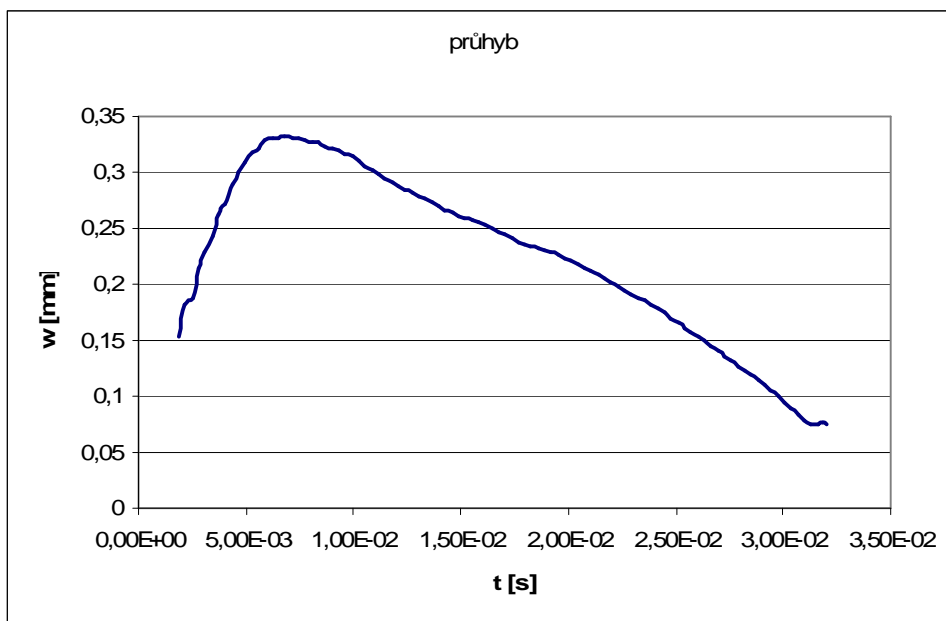
Obr. 5.13 Zobrazení konce výbrusu šroubovice

- Prvním z nich je místo uchycení nástroje, Obr. 5.11. Zde není v reálném stavu ostrý přechod mezi upínačem a nástrojem, takže reálné napětí je značně menší. Největších hodnot v tomto místě dosahují rekonstruovaný a CAD model.
- Dalším místem, kde dochází ke koncentraci je kořen zubu, Obr. 5.12. Zde napětí dosahuje největší hodnoty pro STL model. Kořen zubu je namáhán nejvíce z celého nástroje, dochází zde ke značným rázům a největšímu silovému zatížení. Pro dobrý odvod třísky je geometrie zeštíhlena. Také je zde ostrý přechod mezi podélným a příčným čelem vytvořený při broušení nástroje. Vliv na velikost napětí má i blízké rozhraní plochy s definovanou silou.
- Posledním místem s koncentrací napětí je hřbetní část zubu v přechodu výbrusu na stopku nástroje, Obr. 5.13. Zde vlivem ohybu celého nástroje a změně průměru vzniká

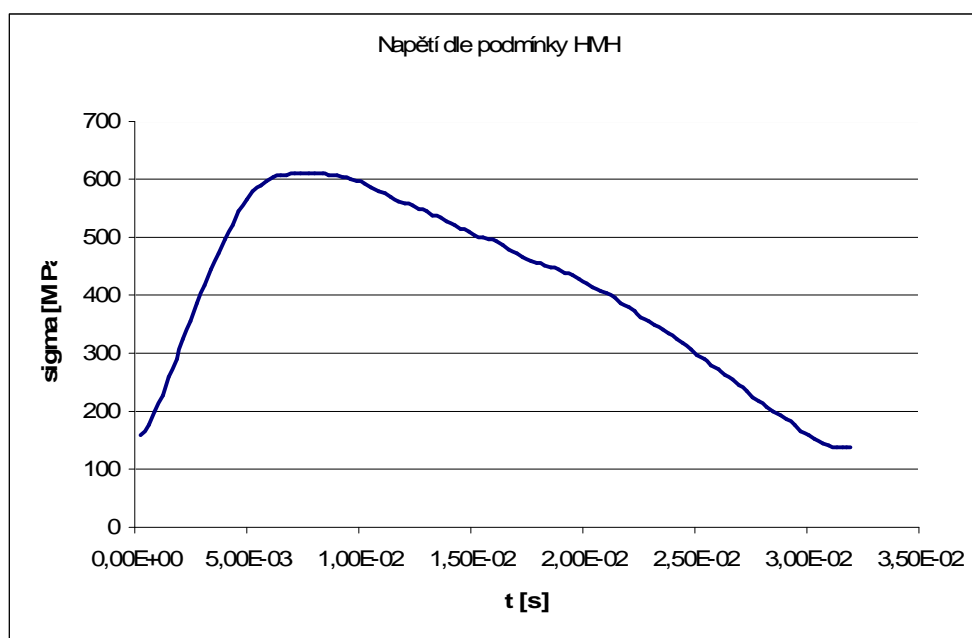
koncentrace. U modelu STL, který geometrií odpovídá reálnému nástroji nejvíce, je problematickým místem konec výbrusu podélného čela nástroje. Na tomto místě vzniká ostrá hrana, která koncentruje napětí.

Hodnoty napětí ve všech místech nástroje při zadaných podmínkách řezu jsou výrazně pod mezí pevnosti. Jedná se ovšem o statický výpočet pro cyklické namáhání nástroje. S působením dynamických rázů se výsledné napětí mění. Rozložení míst s koncentrací napětí na nástroji zůstává. Těmito oblastem se špičkami napětí odpovídají nejčastější místa lomu nástroje při obrábění.

Model nástroje byl také zatěžován dynamicky v prostředí Ansys Workbench. Zde byly definovány působící síly (F_x , F_y) v časovém intervalu 0,032 s, velikost této síly se řídí hodnotou naměřených sil v závislosti na čase. Vzorkovací frekvence záznamu byla upravena na 2 kHz. Průběh deformace a napětí je znázorněn na Obr. 5.14 a Obr. 5.15. Hodnota redukovaného napětí podle podmínky HMH vzroste z 158 MPa na 610 MPa. Není dosaženo meze kluzu materiálu, ale dochází ke značnému cyklickému zatížení. Tento vliv je třeba sledovat při posuzování únavy materiálu nástroje. Oblastí maximální velikosti napětí je kořen zubu. V místě uchycení stopky napětí již nedosahuje špičky jako ve statickém výpočtu.



Obr. 5.14 Dynamická analýza nástroje průhyb v čase t .



Obr. 5.15 Dynamická analýza nástroje napětí dle HMH v čase t .

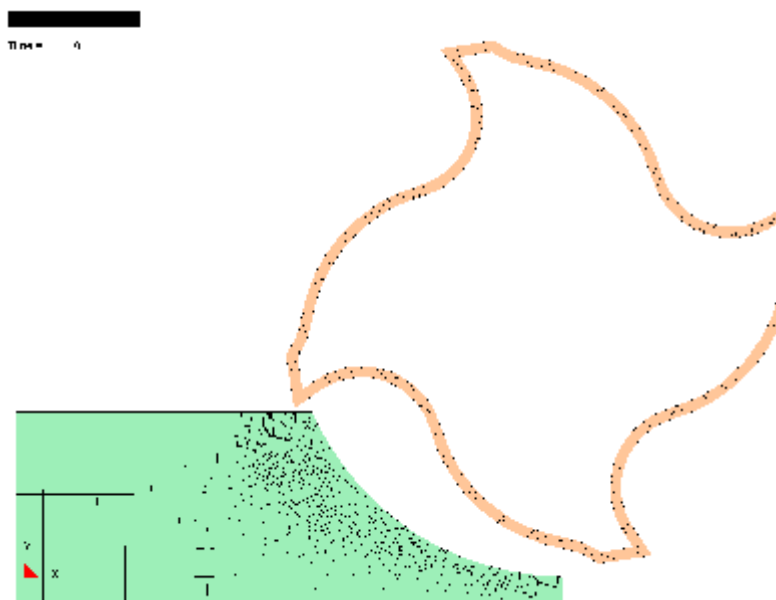
6. KONTROLNÍ VÝPOČTY FRÉZY POMOCÍ EXPLICITNÍ MKP

Při použití explicitního vyjádření MKP jsme schopni simulovat proces frézování jako interakci nástroje a obrobku. Při těchto simulacích se silová působení generují v kontaktech mezi nástrojem a obrobkem. Velikosti těchto sil závisí na materiálových vlastnostech obrobku a také na zvolené metodě a formulaci výpočtu. Pro tuto práci byl zvolen přístup Lagrangeovy formulace a materiálového modelu Johnson-Cook, který byl aplikován v kap.3.8.3, kritériem porušení také Johnson-Cook.

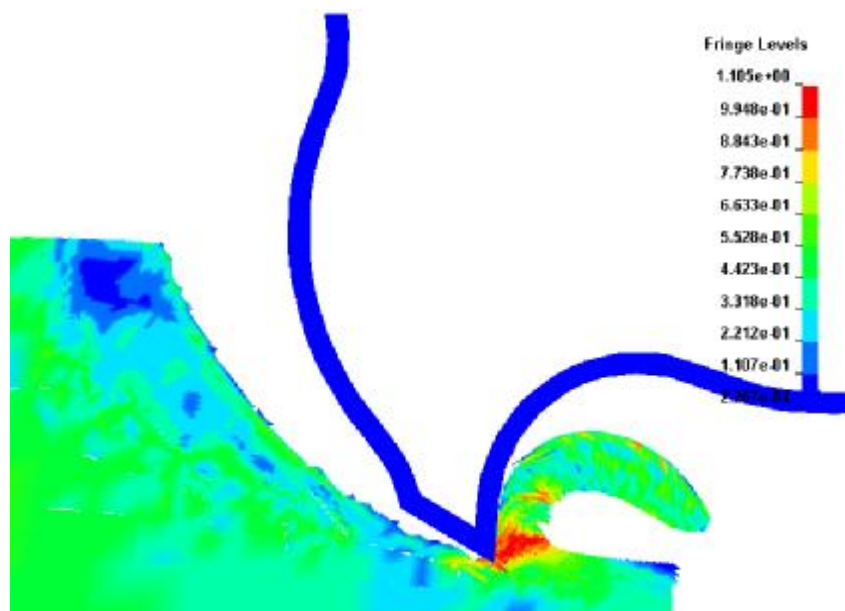
Simulace frézování je specifická dvojitým pohybem, rotačním a posuvným. Rotační pohyb je definován na nástroj a posuvný na obrobek. Úhlová rychlost nástroje je uváděna ve výpočtu v rad^{-1} . Nástroj při frézování již nelze uvažovat ve zjednodušené formě, jak tomu bylo u ortogonálního řezání. Z důvodu komplexní geometrie nástroje jsou provedeny analýzy 2D a 3D. Simulace 2D obrábění pracují pouze s příčným řezem nástroje definovaného v kap.5.1.1, tento je snadno použitelný pro tvorbu modelu a sítě. 3D model již obsahuje kompletní geometrii nástroje.

6.1.1. 2D analýza

Při modelování nástroje byl použit profil frézy o tloušťce 0,2 mm. Tento postup byl zvolen z důvodu snížení počtu elementů a snížení výpočtového času. Polotovár je připraven s již kruhovým výřezem, který simuluje stopu po předchozím zubu. Tímto se dopustíme jen malá geometrické chyby oproti trochoidní dráze nástroje, Obr. 6.1.



Obr. 6.1 Model nástroje a polotovaru.

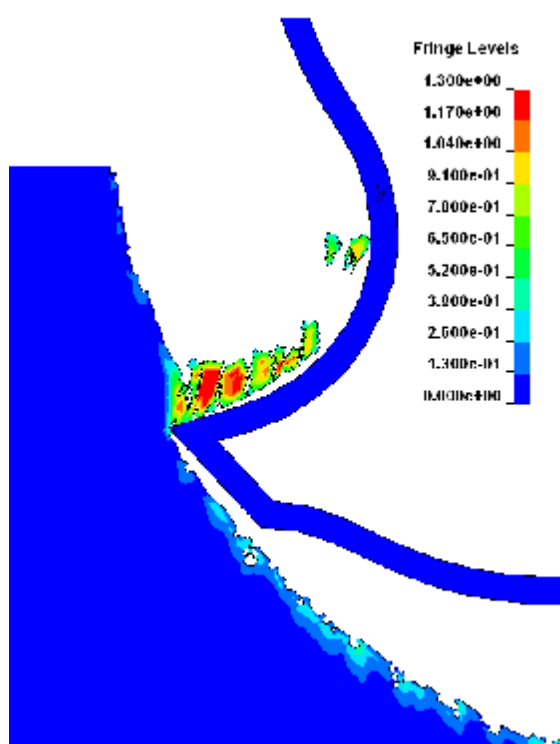


Obr. 6.2 Rozložení napětí na tříse při frézování.

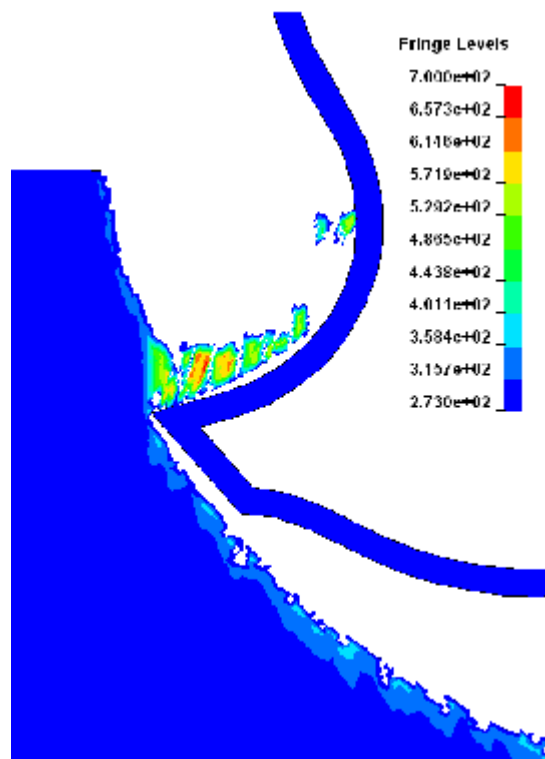
Při nesousledném obrábění nástroj vniká do materiálu, vzniká oblast s významným tlakovým napětím v kořenu třísky, poté děj přechází do stádia ustáleného řezání, dokud se nezačne tloušťka materiálu obrobku zmenšovat. Zde nastává zeštíhlení pásma největší plastické deformace a nastává porušení materiálu, tříska je zlomena a odchází, Obr. 6.2.

Sousledné frézování je simulačně náročnější. Tvar třísky a podmínky závisí na velikosti elementu a deformační podmínce. Při použití velkých elementů nejprve nastává kontakt, a jakmile je překročeno kritérium porušení, elementy jsou odmazány z výpočtu. Díky této vlastnosti se začíná viditelná tříska tvořit až v oblasti s dostatečným počtem elementů, které nejsou tak deformovány. Při studiu třísky vzniklé při sousledném obrábění lze říci že se tvoří tříska segmentovaná–drobivá. Tento jev je zřejmý na Obr. 6.5, kde je viditelná oblast primární plastické deformace zobrazená maximálním napětím. Tato oblast odpovídá modelům a teoriím ortogonálního řezání. Segmentace třísky je zapříčiněna rotačním pohybem nástroje a také velikostí elementů modelu, které z důvodu výpočtových časů byly větší. Rozložení plastického přetvoření na tříse je patrné z Obr. 6.3 a. Teplotní pole zobrazené na Obr. 6.4, neodpovídá teplotnímu poli na nástroji a tříse, je zde pouze zobrazena teplota třísky, která vzniká plastickou deformací materiálů.

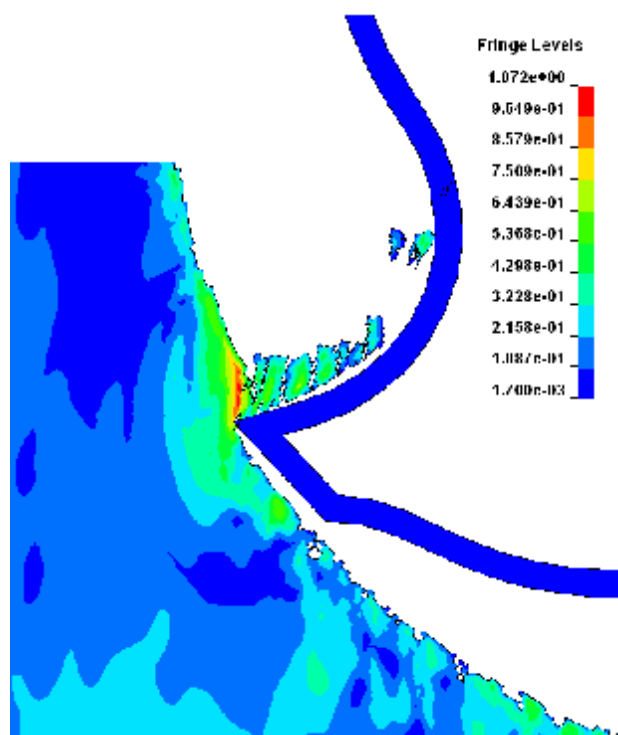
Pro hodnocení morfologie třísky utvářené při frézování je minimální velikost elementů asi $0,05-0,001 \cdot f_z$. Při takovéto velikosti elementů a běžných řezných rychlostech je velikost časového kroku řádově $10^{-7}-10^{-8}$, takovéto analýzy by na moderních výpočetních víceprocesorových stanicích zabraly několik týdnů.



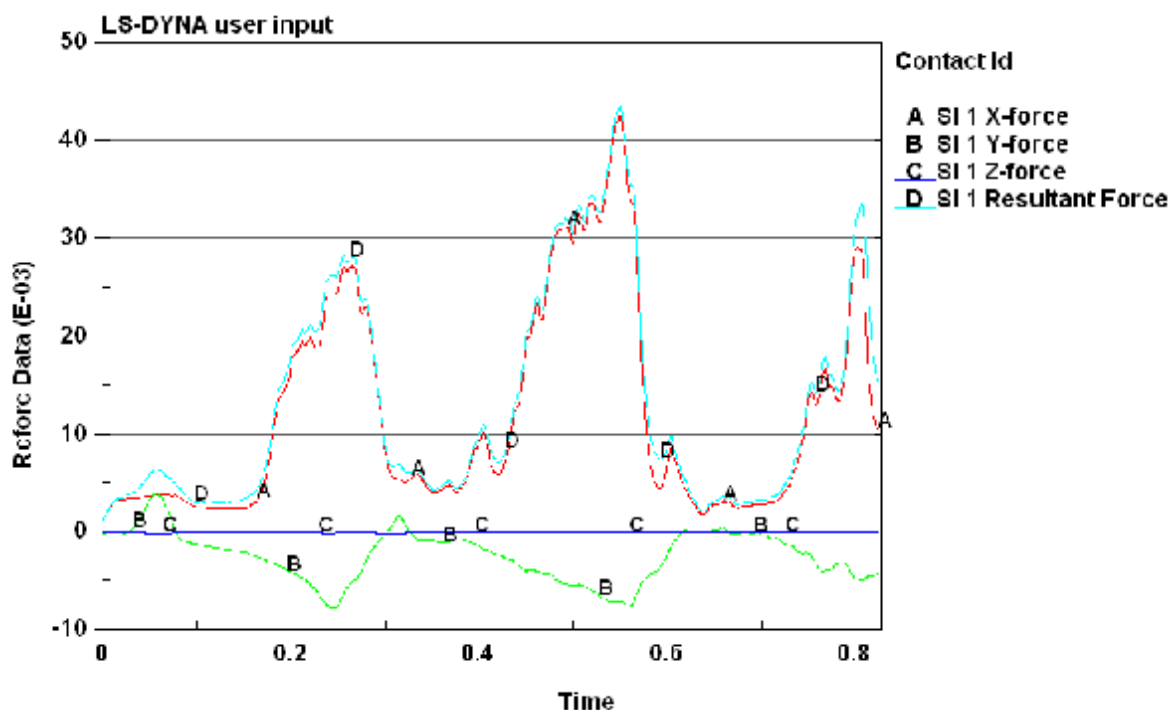
Obr. 6.3 Plastické přetvoření na třísce.



Obr. 6.4 Teplotní pole vyvozené plastickou deformací.



Obr. 6.5 redukované napětí a tvar třísky při 2D frézování.



Obr. 6.6 Síly pro 2D simulaci frézování.

Hodnocení silového zatížení u 2D simulace je obtížné. Model je použitelný pro čelní frézování nástrojem s rovnými zuby. Obr. 6.6 znázorňuje jednotlivé síly a jejich průběhy pro $\frac{3}{4}$ otáčky nástroje, záběr tří zubů. Tendence jednotlivých maxim odpovídá reálnému zatížení. Velikost sil je dána jednotkovou velikostí tloušťky simulovaného 2D řezu. Tento případ ovšem není cílem hodnocení této práce, proto bude posouzení působících sil detailněji provedeno pro 3D simulaci frézování.

6.1.2. 3D analýza

3D simulace frézování byly provedeny na základě požadavku co přiblížit se co nejvíce realitě. Nástroj je použit bez zjednodušení. Geometrii ovlivňuje pouze velikost vygenerovaných elementů. Pro zkrácení času výpočtu je velikost elementů nastavena na velikost 0,75 mm, která však není optimální pro místa s koncentrací napětí. Vygenerování sítě takto složitého nástroje v prostředí ANSYS se projevilo jako problematické. Z tohoto důvodu byl použit CAD model nástroje (kap.5.1.1) a vytvořena rovnoměrná síť v prostředí ANSYS/Workbench. Tato síť byla exportována do prostředí ANSYS, kde bylo nutné přegenerovat tuto síť pro element SOLID164, který je určen pro prostředí LS-DYNA. Další zpracování již probíhalo v prostředí LS-Prepost, kde byl vytvořen model polotovaru Obr. 6.7.

Pohyb soustavy byl realizován jako rotační pro nástroj a posuvný pro obrobek. Vazby byly definovány na místo kontaktu nástroje s držákem. Nástroj je virtuálně vysunut o 52mm. A dále byly omezeny posuvy nástroje v ose z. Obrobek je uchycen pomocí spodní řady elementů, kterým je povolen pouze posuv ve směru posunu a boční stěny, která nebude v kontaktu s nástrojem. Konečný model obsahuje 22 424 uzlů a 36345 elementů. Pro

hodnocení rozdílných vlastností byl vytvořen model obrobku poloviční velikostí elementu, ten obsahuje 163259 uzlů a 170345 elementů.



Obr. 6.7 Model pro výpočet frézování

Parametry obrábění pro první simulace (Tab. 6.1) jsou stanoveny vzhledem ke snadnosti aplikace na simulaci obrábění a sledování silových poměrů na nástroji. Jejich použitelnost v praktické aplikaci je diskutabilní. Můžeme však hovořit o studiu krajních možností nástroje.

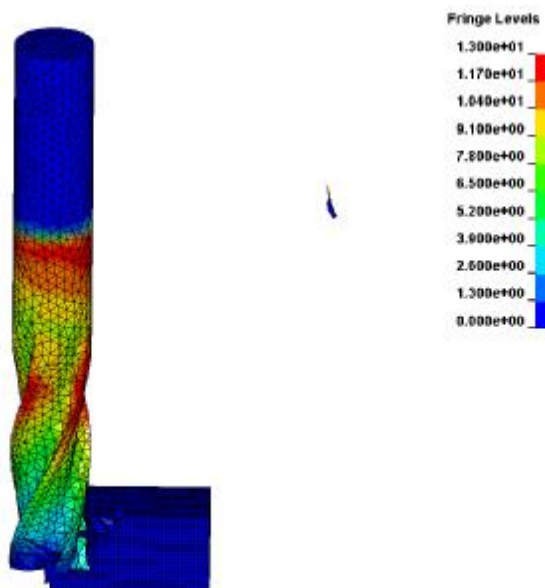
Tab. 6.1. Parametry obrábění pro simulaci 3D frézování.

a_p	7 mm
a_e	5 mm
v_c	60 m/min
f_z	0,13 mm
Druh frézování	Sousledné
Chlazení	bez

Další simulace byly provedeny v souladu s experimentem z kap.2.3 pro snadné porovnání výsledných sil. U této simulace je na celý nástroj definována rotace, tím pádem jsou zamezeny posuvy a deformace elementů. Lze hodnotit jen silové působení a ne napjatost v nástroji.

6.1.3. Výsledky simulací

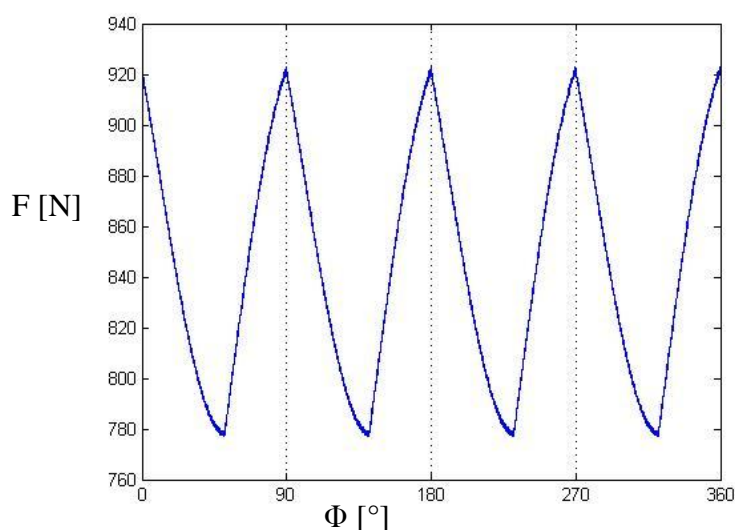
V této části jsou hodnocena napětí, přetvoření a silová působení na nástroj. První simulace není srovnána s experimentem, ale pouze s teoretickými hodnotami a s výpočty implicitní MKP pro napjatost nástroje. Na Obr. 6.8 je znázorněno redukované napětí na nástroji. Opět jsou zde zřetelná místa s koncentrací napjetí. Tyto odpovídají místům nalezeným při výpočtech implicitní MKP. Velikost těchto napětí kolísá v závislosti na zátěžné síle. Maximálních hodnot je opět dosaženo při největším záběru nástroje. Tyto nejvyšší hodnoty se pohybují okolo 800 MPa ve špičkách i více. Z důvodu hrubé sítě se v některých místech, zejména v kořeni zubu frézy, projevují špičky napětí.



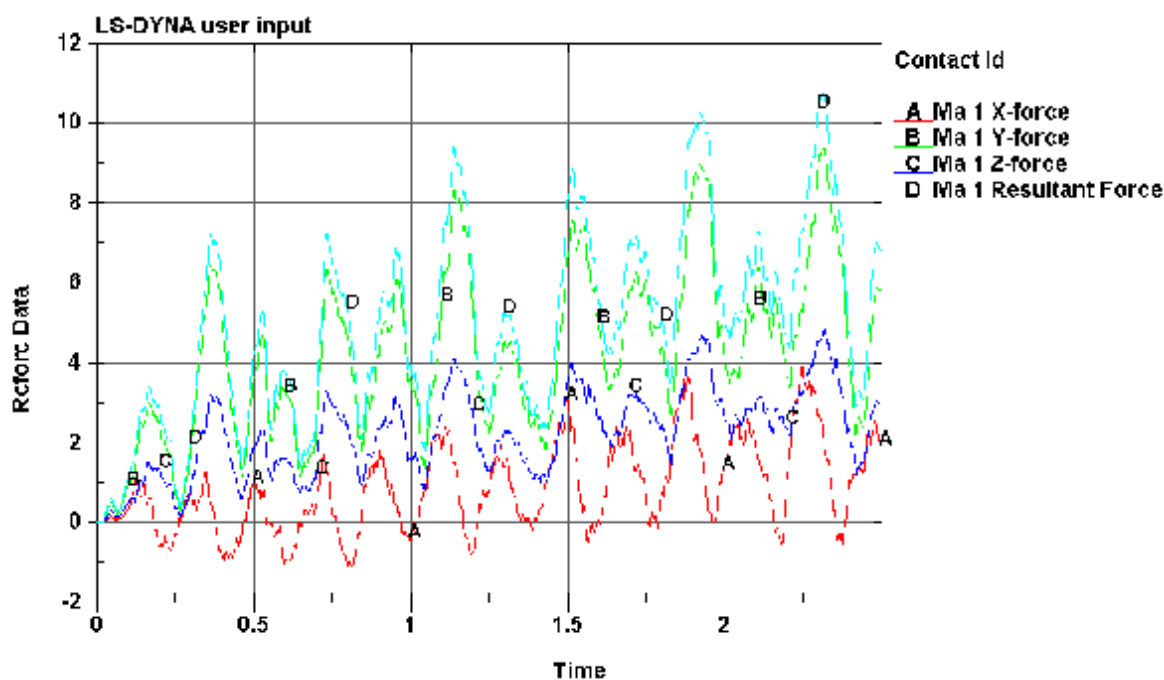
Obr. 6.8 Redukované napětí na nástroji.

Deformace nástroje lze díky rotačnímu pohybu hodnotit jen obtížně. Program uvažuje rotaci také jako posuv prvku. Jelikož se všechny prvky otáčejí rovnoměrně, nevzniká tímto deformace. Ta vzniká jen vlivem působící síly. Pro vyhodnocení deformace nástroje by bylo nutné zjistit úhlové posunutí jednotlivých elementů a to odečíst od jejich vypočtené deformace, kterou je nutno předem přepočítat do úhlových hodnot.

Průběh silového působení je na Obr. 6.10 Zobrazené síly popisují průběh od počátku do ustálení frézování. Z průběhu je patrné že maxima jsou střídána výrazným periodickým poklesem. Největší problém u hodnocení sil je samotné odmazávání prvků. Při aplikacích soustružení lze vymazané prvky zanedbat, jelikož již neovlivňují další průběh obrábění. U frézování, kde se nástroj cyklicky vrací na již obrobenou plochu tento problém nastává. Pokud je element velikosti větší než posuv nástroje v tomto místě, tak následující zub neobrábí až dokud narazí na elementy, které nebyly vymazány. Tímto vzniká chyba a cyklická nepřesnost. Řešením je použití jemnější sítě, nebo použití bezsítových metod (SPH). Vypočtené hodnoty sil programem z kap. 2.3 dosahují maximálních hodnot 920 N (Obr. 6.9) a simulované síly až 1020 N pro tento hrubý model.

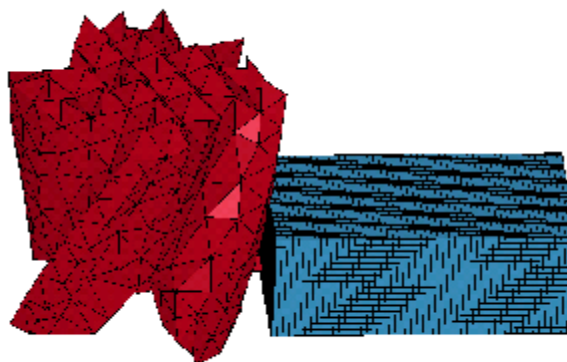


Obr. 6.9 Síly vypočtené v programu Matlab.



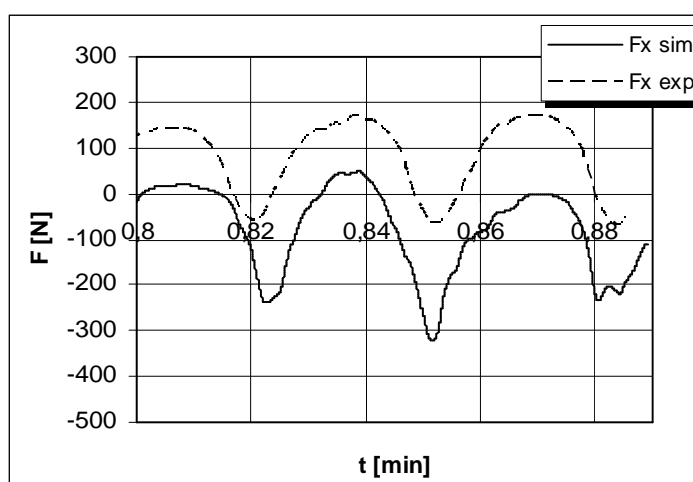
Obr. 6.10 Silové působení na nástroj.

Další výpočetní úlohou bylo porovnání simulace s experimentem v kap 2.3 ($v_c = 15$ m/min, $f_z = 0,3$ mm, $a_p = 2$ mm, $a_e = 4,5$ mm, sousledně). Nástroj není použit celý, ale jen jeho část. Délka této části je 10mm (Obr. 6.11), z tohoto důvodu je přistoupeno pouze k vyšetřování silového působení. Velikost elementu je 0,15mm. Ideální velikost je 0,01, ale při této velikosti by výpočet trval 102 dnů na stávajícím výpočtovém zařízení.

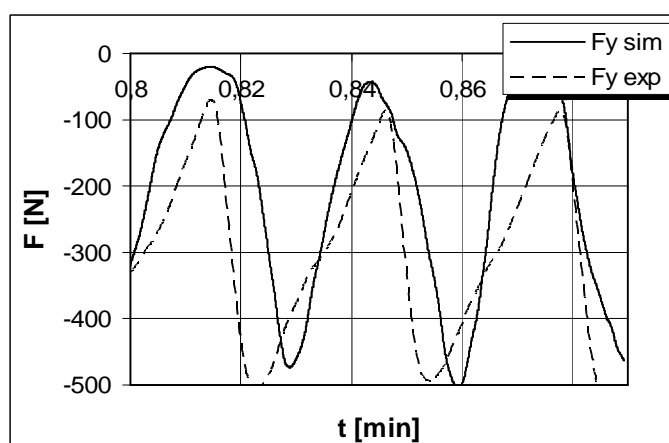


Obr. 6.11 Model frézování pro srovnání s experimentem.

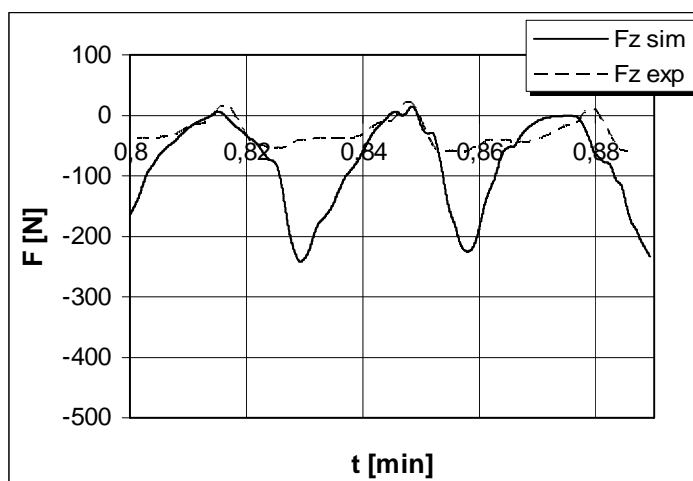
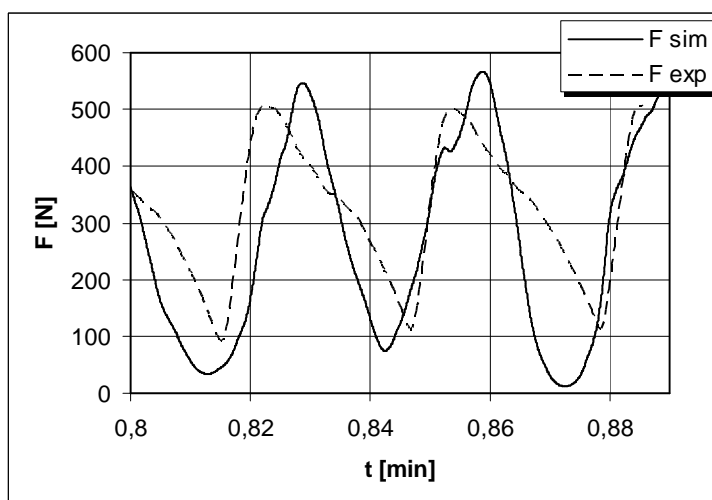
Jednotlivé osové síly a celková síla jsou zobrazeny na Obr. 6.12 - Obr. 6.15, je zde zobrazen průběh jedné otáčky nástroje.



Obr. 6.12 Průběh osové síly F_x pro experiment a simulaci.



Obr. 6.13 Průběh osové síly F_y pro experiment a simulaci.

Obr. 6.14 Průběh osové síly F_z pro experiment a simulaci.Obr. 6.15 Průběh celkové síly F pro experiment a simulaci.

Průběh celkové síly je přibližně stejný pro oba případy. Rozdíly, které jsou v průběhu zaznamenány, jsou dobře patrné v rozkladu na jednotlivé složky. Síla F_x (Obr. 6.12) svým průběhem odpovídá experimentální síle, pouze dosahuje o 100 N nižších hodnot. Síla F_y Obr. 6.13 dosahuje strmějšího průběhu než experimentální, ovšem amplituda obou sil a průběh se shodují. Největší rozdíly jsou patrné z průběhu síly F_z (Obr. 6.14). Vypočtená síla dosahuje zhruba 5x nižších hodnot než síla experimentální, maxima a průběh obou sil se shodují. Tento jev je možné vysvětlit chováním deformovaných elementů na čele nástroje. Pokud u těchto elementů není dosaženo kritérium porušení, mohou se značně deformovat (až 10x). Tyto deformované elementy jsou stále v kontaktu s nástrojem, i když podle geometrických podmínek již jsou mimo oblast kontaktu. Tento jev lze odstranit přidáním další podmínky porušení. Tento krok ovšem vyžaduje naprogramování vlastního materiálu typu VUMAT.

7. PERSPEKTIVA DALŠÍCH PRACÍ

Další vývoj metod a výpočetních aplikací je nejvíce ovlivněno výpočetní technikou. Podrobnější výpočty, i při využití víceprocesorových počítačů běžně dostupných, trvají několik týdnů. Dalším předpokladem je implementace nových materiálových modelů do programů. Vzhledem k těmto okolnostem jsou předpokládány následující kroky ve výzkumu stávajících modelů:

- experimentální zjištění pretvoření a napjatosti v kořenu třísky pomocí optických metod,
- zdokonalení SPH pro 3D ortogonální obrábění,
- aplikace SPH formulace pro frézovací aplikace,
- detailnější hodnocení napjatosti a deformace nástroje při oddělování třísky, použití Lagrangeovy formulace,
- teplotní analýzy pro ortogonální řezání a frézování,
- spolupráce s výrobcí nástrojů na návrhu, konstrukci a ověření nového frézovacího nástroje.

8. ZÁVĚR

V disertační práci je uveden přehled metod, kterými je možné kontrolovat a navrhovat nástroj se současnou simulací tvorby třísky. Tyto uvedené metody mají širší rozsah uplatnění než je daná problematika disertační práce, a proto zde proveden i jejich hlubší teoretický rozbor s následnými simulacemi a experimentálním ověřením, který lze používat pro řadu návazných prací s podobnou tematikou.

Provedené simulace tvorby třísky pomocí explicitního vyjádření MKP v programu LS-DYNA za použití Lagrangeovy a SPH formulace, prokázaly stabilní proces řezání s plynulou třískou. Výsledné hodnoty silového působení jsou pro Lagrangeovu metodu odlišné o 10% a u SPH metody se prakticky shodují s experimentem (rozdíl 2%).

Disertační práce potvrdila, že analytické výpočty nejsou pro detailní popis čelních fréz vhodné z důvodu obtížně definovatelné reálné geometrie břitů. Pokud tato řešení obsahují mnoho zjednodušení, pak dochází k velkým rozdílům ve srovnání s provedeným experimentem (o 200 až 500%). Naopak stanovení napjatosti a deformace nástroje pomocí metody konečných prvků je relativně přístupnější a výpočtově rychlejší. Implicitní metodou byl proveden výpočet nástroje za použití reálně zjištěných sil. Na čelní fríze byla nalezena tři kritická místa s koncentrací napětí:

- kořen zubu,
- konec výbrusu šroubovice a
- místo uchycení nástroje v držáku.

Dosažené hodnoty odpovídají reálným měřením i obecným pozorováním jiných soudobých autorů. Simulace frézování a utváření třísky byly provedeny pro rovinné i prostorové řešení, přičemž 2D analýza se ukázala jako zcela nevhodná pro hodnocení nástrojů se zuby ve šroubovici. 3D analýzy byly velmi časově a výpočtetně náročné, ale tyto práce potvrdily vyšší shodu teorie s experimentem - například u průběhů predikovaných složek zatížení nástroje při obrábění i predikovaného tvaru vytvářených třísek.

Dosažené výsledky v této části práce přináší rozvoj poznání v oblasti chování materiálů za vysokých rychlostí deformace, dosahovaných při obrábění a jejich kvantifikace matematickými parametry.

Dílní výsledky disertační práce byly publikovány v odborných časopisech a na vědeckých konferencích, kde se setkaly s příznivou odezvou jak ze strany vědecké komunity, tak ze strany výrobců podobných nástrojů. Vybrané verifikace zatížení byly předváděny na EMO Hannover 2007, kde zaujaly svým moderním pojetím a podobně příznivě a s kladným ohlasem se setkaly na prestižní prezentaci v rámci *Výročního setkání CIRP 2009* v Paříži - prezentace byla doporučena 3 členy z Cutting Committee, byly přijaty články na letošních 3 světových konferencích – *Swedish Production Symposium*, *Intercut 2009* (Francie) a *NewTech 2009* (Rumunsko). Z výše uvedeného rozboru předběžně dosažených výsledků lze předpokládat, že cíle disertační práce mohou být reálně dosaženy i využity v praxi..

SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

1. OXLEY, P. L. B. Mechanics of Machining, An Analytical Approach to Assessing Machinability. ASME J Eng Ind, Vol.82, 1960, pp 303 -308.
2. VAN LUTTERVELT C.A., ET.AL. Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining Operations', In *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 47, Issue 2, 1998, p. 587-626, ISSN 0007-8506.
3. TAY, A. O., STEVENSON, M. G., DAVID, G. V., Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining, In *Proc. Inst. Mech. Eng.* No.188, 1974, p.627-638.
4. MACKERLE, J. Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976–1996).In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.86, 1999, p. 17–44. ISSN 0924-0136.
5. MACKERLE, J. Finite element analysis and simulation of machining: an addendum A bibliography (1996–2002). In *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.43, 2003, p. 103–114. ISSN 0890-6955.
6. NG, E.-G., ASPINWALL, D.K. Modelling of hard part machining, In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.127, 2002, pp 222-229. ISSN 0924-0136.
7. TLUSTÝ, J. Manufacturing Process and Equipment. 1st edition. Prentice Hall, 1999. 928 p. ISBN-10: 0201498650.
8. SALGADO M, A. aj. Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, I. 6, 2005. p. 727-730.
9. LEE, H.U., CHO, D. W. Development of a reference cutting force model for rough milling feedrate scheduling using FEM analysis. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Volume 47, Issue 1, January 2007. p. 158-167.
10. ŘASA, J. Výpočetní metody v konstrukci řezných nástrojů. SNTL/ALFA Praha, 1986, 460 s.
11. PAPEŽ, K. Konstrukce nářadí I. 2. vyd. Brno: SNTL, 1980, 376 s.

12. BUDAK, E., ALTINTAS, Y. Peripheral milling conditions for improved dimensional accuracy. *Int. J. Mach. Tools Manuf*, Vol. 34, no. 7, pp. 907-918. Oct. 1994.
13. KIVANC, E. B., BUDAK, E. Structural modeling of end mills for form error and stability analysis. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 44, Issue 11, September 2004. p. 1151-1161.
14. UHLMANN, E., SCHAUER, K. Dynamic Load and Strain Analysis for the Optimization of Micro End Mills. In *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. Vol. 54, Issue 1, 2005. p. 75-78.
15. PÍŠKA, M., POLZER, A. Studie řezivosti hrubovacích fréz z produkce ZPS-FN, a.s., Zlín. In *Sborník odborné konference Frézování III*. Brno: FSI VUT v Brně, 2003. s. 145-158. ISBN 80-214-2436-2.
16. FOREJT, M., PÍŠKA M. Teorie obrábění, tváření a nástroje. 1.vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006. 225s. ISBN 80-214-2374-9.
17. SARHAN, A. at al. Interrelationships between cutting force variation and tool wear in end-milling. In *Journal of Materials Processing Technology*. Volume 109, Issue 3, 15 February 2001. p. 229-235.
18. LEE, L.C., LEE, K.S., GAN, C.S. On the correlation between dynamic cutting force and tool wear, *Int. J. Mach. Tools Manuf*. Vol. 29, No.3, 1989, p. 295-303.
19. HALLQUIST, J., O. LS-DYNA theoretical manual. *Livermore Software technology Corporation*, USA: California, Livermore, 2006, p.2206.
20. ÖZEL, T., ZEREN, E. Finite Element Modeling of Stresses Induced by High Speed Machining with Round Edge Cutting Tools. In *Proc. of IMECE 05*, Paper No.81046, Orlando, Florida, USA, 5-11. November, 2005.
21. YEN, Y.-CH., JAIN, A., ALTAN, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.146, p. 72-81, 2004, ISSN 0924-0136.
22. MAC GINLEY, T., MONAGHAN, J., Modelling the orthogonal machining process using coated cemented carbide cutting tools, In *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 118, Issues 1-3, 3 December 2001, p. 293-300. [9]

23. GUO, Y.B., YEN, D.W. A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.155-156, p. 1350-1356, 2004. ISSN 0924-0136.
24. LIANG R., KHAN A.S. A critical review of experimental results and constitutive models for BCC and FCC metals over a wide range of strain rates and temperatures. Elsevier, In *International Journal of Plasticity*, Volume 15, Number 9, 1999 , p. 963-980.
25. BOŘKOVEC, J., SUCHÁNEK, M. Výpočtové modely tvárného porušování kovů v simulaci technologických procesů, Závěrečná zpráva projektu FRVŠ 2842/2006/G1.
26. GRZESIK, W., BARTOSZUK, M., NIESLONY, P., Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools, In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.164-165, AMPT/AMME05 Part 2, 2005, pp. 1204-1211, ISSN 0924-0136.
27. MACGINLEY, T., MONAGHAN, J. Modelling the orthogonal machining process using coated cemented carbide cutting tools, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 118, Is.1-3, 2001, pp.293-300, ISSN 0924-0136.
28. XIE, L. J., SCHMIDT, J., SCHMIDT ,C., BIESINGER, F. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. In *Wear*, 2005, No. 258, pp. 1479–1490.
29. ATTANASIO, A., CERETTI, E., RIZZUTI, S., UMBRELLO, D., MICARI, F. 3D finite element analysis of tool wear in machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2008, No. 57, pp. 61-64.
30. MAMALIS, A.G., ET. AL, Finite element simulation of chip formation in orthogonal metal cutting. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 110, 2001, p. 19-27.
31. MAMALIS, G. A., KUNDRÁK, J., A. MARKOPOULOS, A., MANOLAKOS, E. D. On the finite element modelling of high speed hard turning. In *Int J Adv Manuf Technik*, 2008, No. 38, pp. 441–446.
32. SALIO, M., BERRUTI, T., DE POLI G. Prediction of residual stress distribution after turning in turbine disks. In *International Journal of Mechanical Science*, Volume 48, Issue 9, September 2006, pp. 976-984.

33. DAVIM, P. J., MARANHAO, C. A study of plastic strain and plastic strain rate in machining of steel AISI 1045 using FEM analysis. *Materials and Design*, 2009, No. 30, pp. 160-165.
34. KAYA, N., ÖZTÜRK, F. Contact Analysis of Workpiece-Fixture System Under Time-Varying Machining Loads Using Finite Element Metod. *Mechanical Engineering Department*.
35. KIM, H. J., PARK, W. J., KO, J. T. End mill design and machining via cutting simulation. *Computer-Aided Design*, 2008, No. 40, pp. 324–333.
36. WANG, Y. Z., SAHAY, C., RAJURKAR, P. K. Tool temperatures and crack development in milling cutters. *Int. J. Mach. Tools Manufact*, 1996, No. 1, pp. 129-140.
37. SOO, S. L., ASPINWALL, D. K. Developments in modelling of metal cutting processes. In *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, Volume 221, N. 4/2007, p. 197-211, ISSN 1464-4207.
38. CHOI, J., MIN, S., DORNFELD, D., Finite Element Modeling of Burr Formation in Drilling of a Multi-Layered Material, Burr Formation, Deburring & Surface Finishing, University of California at Berkeley, *Research report 2004*, 2004, p. 102–108.
39. PETRARIU, V., AMARANDEI, D., ALACI, S. Study about finite element analysis of high speed drilling. *Fascicle of Management and Technological Engineering*, 2008, No. 7, pp. 1684-1689.
40. MILLER, S. F., SHIH, A. J. Thermo-mechanical finite element modeling of the friction drilling process. In *Trans. ASME, J. Manuf. Sci. Eng.*, No.129, 2007, p.531-538.
41. WATANABE, K., UMEZU, Y. Cutting simulation using LS-DYNA3D, In: *Third International LS-DYNA3D Conference*,. Kyoto research park, Kyoto, Japan, 1995, p 1-17.
42. PANTELÉ, O., ET. AL. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. In *Computational Methods in Applied Mechanics and Engineering*. Vol. 193, 2004, p. 4383–4399.
43. SOO, S. L. ASPINWALL, D. K., DEWES, R. C. 3D FE modelling of the cutting of Inconel 718. In *Journal of Materials Processing Technology*. Volume 150, Issues 1-2, 1 July 2004. p. 116-123.

44. SAFFAR, J. R., RAZFAR, R. M., ZAREI, O., GHASSEMIEH, E. Simulation of three-dimension cutting force and tool deflection in the end milling operation based on finite element Method. In *Simulation Modelling Practice and Theory*, 2008, No. 16, 1677–1688.
45. MAUREL, A., FONTAINE, M., THIBAUD, S., MICHEL, G., J.C. GELIN, C. J. Experiments and FEM Simulations of Milling Performed to Identify Material Parameters. *Int J Mater Form*, 2008, No. 1, pp. 1435 –1438.
46. ZEMAN, P. Možnosti simulace řezného procesu. *MM Průmyslové spektrum*, Vol.2007, No.12, p.38-39. ISSN 1212-2572.
47. FOREJT, M. et al. Mechanické vlastností vybraných ocelí za vyšších rychlostí deformace. Zpráva výzkumného projektu MSM 262100003. [online] 2004, Dostupné z <<http://www.ust.fme.vutbr.cz/tvareni>>.
48. BUCHAR J., VOLDŘICH J.: Terminální balistika. Academia, Praha 2003. ISBN 80-200-1222-2
49. SHAW, M.C. Metal Cutting Principles. Oxford University Press, 2nd ed., 2005, pp. 651, ISBN 0-19-514206-3.
50. BEŇO, J. Teória řezania kovov. 1.vyd. Košice: Viena, 1999, 255 s. ISBN 80-7099-429-0.
51. ZHENG L., CHIOU Y. S., LIANG S.Y. Three dimensional cutting force analysis in end milling. In *International Journal of Mechanical Science*. Volume 38, Issue 3, March 1996. p. 259-269.
52. KOPECKÝ, T. Vibrace při obrábění kovů. *Diplomová práce v oboru Strojírenská technologie*, Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2007. 69s.
53. PETRUŠKA, J. , Počítačové metody mechaniky II [online]. 2003, Dostupné z <<http://www.umt.fme.vutbr.cz>>
54. ZOUHAR, J. Engineering analysis in CAD systéme. *LVEM - Low Voltage Electrical Machines*. BUT, Brno, Šlapanice, 2006, p.286-292. ISBN 80-214-3159-8.
55. STOLARSKI, T., NAKASONE, Y., YOSHIMOTO, S. Engineering analysis with ANSYS software. Oxford: Elsevier, 2006. 456 s. ISBN 0-7506-6875-X.

56. BARGE, M., HAMDI, H., RECH J., BERGHEAU J.-M. Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.164-165, 2005, pp 1148-1153. ISSN 0924-0136.
57. SHET C., DENG X. Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process. Elsevier, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 105, Number 1, 7 September 2000 , p. 95-109.
58. KIM, J. D., MARINOV, V. R., KIM D.S. Built-up edge analysis of orthogonal cutting by the visco-plastic finite-element method. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.71, 1997, pp 367-372. ISSN 0924-0136.
59. RACZY, A., ELMADAGLI, M., ALTENHOF, J. W., ALPAS, T. A. An Eulerian Finite-Element Model for Determination of Deformation State of a Copper Subjected to Orthogonal Cutting. In *Metallurgical and materials transactions a*, 2004, No. 35A, pp. 2393-2400.
60. LIMIDO, J., ESPINOSA, C., SALAUN, M., LADÍME, J.L. SPH method applied to high speed cutting modelling. In *International Journal of Mechanical Science*, Vol.49, No.7, 2007, pp 898-908.ISSN 0020-7403.
61. CALAMAZ, M., et al. Toward a better understanding of tool wear effect through a comparison between experiments and SPH numerical modelling of machining hard materials. *Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, 2009, No. 27, pp. 595–604.
62. MOVAHHEDY, M., GADALA, M.S., ALTINTAS, Y. Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian-Eulerian finite-element method. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.103, 2000, pp 267-275. ISSN 0924-0136.
63. ÖZEL, T., ZEREN, E. Finite Element Method Simulation of Machining of AISI 1045 Steel With A Round Edge Cutting Tool. *ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition*, Orlando, USA, 2005
64. JASPERS, S.P.F.C., DAUTZENBERG, J.H. Material behavior in conditions similar to metal cutting:flow stress in the primary shear zone. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.122, 2002, pp 322-330. ISSN 0924-0136.
65. JOHNSON, G.R., COOK, W.H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In *7th International Symposium on Ballistics*, April 1983, Hague, Netherlands, pp.541-547.

66. JOHNSON, G. R., HOLMQUIST, T. J. Test data and computational strength and fracture model constants for 23 materials subjected to large strain, high strain rates, and high temperature. Los Alamos National Laboratory: *Technical Report LA-11463-MS*, 1989.
67. CHILDS, T.H.C. Material property needs in modelling metal machining, In *Proceedings of the CIRP International Workshop of Machining Operations*, Atlanta, Georgia, USA, 1998, pp. 193–202.
68. BATRA R.C., STEVENS J.B. Adiabatic shear bands in axisymmetric impact and penetration problems. In *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, No.151,1998, pp. 325-342.
69. BORVIK, T., HOPPERSTAD, O. S, BERSTAD, T. On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study, *European Journal of Mechanics – A. Solids* Volume 22, Issue 1, January-February 2003, p. 15-32.
70. UMBRELLO, D., M'SAOUBI, R., OUTEIRO, J.C. The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel. In *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol.47, 2007, pp 462-470. ISSN 0890-6955.
71. SCHWER, L. Optional Strain-Rate Forms for the Johnson Cook Constitutive Model and the Role of the Parameter Epsilon_0. In *6th European LS-DYNA Conference*, Gothenburg, Sweden, 2007.
72. CALAMAZ, M., COUPARD, D., GIROT, F. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.48, 2008, pp 275-288. ISSN 0890-6955.
73. FRÉCHARD S. et. al. A new constitutive model for nitrogen austenitic stainless steel. In *J. Phys. IV France*, Vol.110, No.9, 2003. DOI: 10.1051
74. VAZ, M., OWEN, J. R. D., KALHORI, V., LUNDBLAD, M., LINDGREN, E. L. Modelling and Simulation of Machining Processes. *Arch Comput Methods Eng*, 2007, No. 14, pp. 173–204.
75. JOHNSON, G. R., COOK, W. H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21, no. 1, 1985, p. 31-48.

76. MC CLAIN, B., BATZER, S., MALDONADO, I. A numeric investigation of the rake face stress distribution in orthogonal machining. In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 123, 2002, p. 114-119.
77. USUI, E. and TAKEYAMA, H. A photoelastic analysis of machining stresses. In *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, No.82, 1960, 303-308.
78. OZEL, T. The influence of friction models on finite element simulations of machining. In *Int. J. Mach. Tools Manuf.* Vol. 46, 2006, pp.518-530.
79. ZOUHAR, J.; PÍŠKA, M. Modelling the orthogonal machining process using cutting tools with different geometry. *MM Science Journal*, roč. 1, č. 4, 2008, p. 49-52. ISSN: 1803-1269.
80. LIU, K., MELKOTE, S.N. Finite element analysis of the influence of tool edge radius on size effect in orthogonal micro-cutting process, In *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 49, Issue 5, 2007, pp. 650-660, ISSN 0020-7403.
81. RECH, J., Influence of cutting edge radius on the wear resistance of PM-HSS milling inserts. In *Wear*, Vol. 259, 2005, p. 1168–1176.
82. YEN, Y.C., JAIN, A., ALTAN, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries, In *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 146, I.1, Containing research papers on Sheet Forming, Machining and Tube Hydroforming, 2004, pp. 72-81, ISSN 0924-0136.
83. LEU, C.M., BLACKMORE, D., MAITEH, H. Deformed Swept Volume Analysis to NC Machining Simulation with Cutter Deflection. In *IFIP Conference Proceedings*; Vol. 146, 1998, ISBN:0-412-84680-2.
84. GADALLA, M.A.E., ELMARAGHY, W.H. Bridging the Gap between Tool Path Generation for SSM and Computer Aided Process Modelling Techniques. In *IFIP Conference Proceedings*; Vol. 146, 1998, ISBN:0-412-84680-2.
85. ZOUHAR, J. Modelování teplotního pole na vstřikovacích formách pro duroplastické materiály. *Diplomová práce v oboru „Aplikovaná mechanika – počítačová podpora konstruování“*. Brno: VUT-FSI, Ústav konstruování. 2005. 81s.
86. ŽÁRA, J., BENEŠ, B., SOCHOR, J., FELKEL, P. Moderní počítačová grafika: kompletní průvodce metodami 2D a 3D grafiky. 2nd enl. edition. Brno: Computer Press, 2004. 609 s. ISBN 80-251-0454-0.

87. CIHLÁŘOVÁ, P., POLZER, A., VAŠÍK, P. Komplexní analýza řezivostních vlastností moderních HSS fréz. In *FSI Junior Konference 2004*. Brno: FSI VUT v Brně, 2005. ISBN 80-214-2934-8.
88. ZPS - FRÉZOVACÍ NÁSTROJE a.s. Materiály používané k výrobě fréz. [online].[cit. 2007-07-19]. Dostupné na Word Wide Web:< <http://www.zps-fn.cz/index.php?hid=1112>>.

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1.1 Vývoj publikací o modelování řezání [6].....	9
Obr. 2.1 Oblasti plastických deformací v kořenu třísky	13
Obr. 2.2 Piispanenův idealizovaný model řezání [XX].....	14
Obr. 2.3 Technologická konvence silového působení	14
Obr. 2.4 Rozložení sil dle Merchanta	14
Obr. 2.5 Oxleyho model řezání [1]	16
Obr. 2.6 Model pro odvození vztahu mezi úhlem střížné roviny a součinitelem pěchování třísky [16].	17
Obr. 2.7 Fyzikální model zatížení řezného nástroje (obrobku) v průběhu obrábění.....	18
Obr. 2.8. Silový rozklad v průběhu opotřebení pro sousledné (vpravo) a nesousledné (vlevo) frézování [15].....	20
Obr. 2.9 Princip měření piezoelektrického dynamometru.....	22
Obr. 2.10 Konstrukce piezoelektrického dynamometru, a) stacionární, b) rotační.....	22
Obr. 2.11 Schéma měřicí sestavy KISTLER 9272	23
Obr. 2.12 Měřicí aparatura kistler.....	24
Obr. 2.13 Frézka FV 25 CNC	24
Obr. 2.14 Grafické vyjádření sil F_c , F_{cN} , F_p v závislosti na čase (výběr, fréza č. 1).	25
Obr. 2.15 Velikosti působících sil v jednotlivých časových úsecích.	26
Obr. 2.16 Frekvenční spektrum a časový rozvoj sil.....	26
Obr. 2.17 Celková síla v závislosti na natočení nástroje.....	27
Obr. 3.1 Stav deformace prostorového prvku s jedním integračním bodem s nulovou vnitřní energií.....	31
Obr. 3.2 Módy deformace rovinného čtyřbodového prvku.....	31
Obr. 3.3. Originální síť s síť deformovaná hourglassingem [25]	32
Obr. 3.4 Vliv hourglassingu na ortogonální řezání a morfologii třísky.	33
Obr. 3.5. Kroky ALE modelu.	34
Obr. 3.6 Průběh křivek napětí přetvoření.	37
Obr. 3.7 Schématické znázornění odmazání prvků.....	41
Obr. 3.8 Schématické znázornění oddělení prvků.....	42
Obr. 3.9 Schématické znázornění rozdělení prvků.....	42
Obr. 3.10. Model tření dle Takeyamy [77].....	43
Obr. 3.11 Vygenerovaná síť konečných prvků pro obrobek a nástroj.....	45
Obr. 3.12 Závislost skutečného napětí na logaritmickém přetvoření.	45
Obr. 3.13 Redukované napětí v průběhu řezání.....	46
Obr. 3.14 Redukované napětí (HMH) během procesu řezání.....	46
Obr. 3.15 Vektor rychlosti odcházející třísky.....	47
Obr. 3.16 Redukované napětí pro a) hrubou síť, b) jemnou síť, c) jemná síť koef. tření 0,3 d) jemná síť bez kontroly hourglassingu.....	48
Obr. 3.17 Zobrazení odmazaných parametrů.	49
Obr. 3.18 Řezná síla pro rozdílné úhly čela a rádiu špičky nástroje.....	50
Obr. 3.19 Zobrazení kontur pro plastické přetvoření pro radius špičky a) 0, b) 0.1, c) 0.2 mm.	50
Obr. 3.20 Napětí dle HMH(Von Mises), pro nástroj s úhly čela: a) -5° , b) 0° , c) 5° , d) 10°	51
Obr. 3.21 Maximální napětí dle HMH pro různé nastavení nástroje.....	52

Obr. 3.22 Průběh experimentální a vypočtené celkové síly.....	53
Obr. 3.23 Okamžité redukované napětí v čase 2,5.....	54
Obr. 3.24 Přetvoření v čase 2,5 ms.	54
Obr. 3.25 Redukované napětí, metoda SPH.	56
Obr. 3.26 Porovnání celkové síly pro experiment, SPH a Lagrange s J-C modelem.	57
Obr. 4.1. Model zatížení nástroje s jednou průřezovou charakteristikou.	60
Obr. 5.1 Skenovaná fréza upnutá v rámečku.	63
Obr. 5.2 Výsledný STL soubor, detail špičky zubu.	63
Obr. 5.3. CAD model nástroje	64
Obr. 5.4. Plošný rekonstruovaný model nástroje	64
Obr. 5.5. STL model nástroje	64
Obr. 5.6 Definice silového zatížení řezného nástroje v prostředí ANSYS workbench	65
Obr. 5.7 Síť konečných prvků	66
Obr. 5.8 Průhyb nástroje.....	68
Obr. 5.9 Průhyb nástroje závislí na délce vyložení.....	68
Obr. 5.10 Průhyb v závislosti na čase.....	69
Obr. 5.11 Napětí v místě uchycení.....	69
Obr. 5.12 Napětí v kořenu zubu.	70
Obr. 5.13 Zobrazení konce výbrusu šroubovice	70
Obr. 5.14. Dynamická analýza nástroje průhyb v čase t.....	71
Obr. 5.15. Dynamická analýza nástroje napětí dle HMM v čase t.	72
Obr. 6.1. Model nástroje a polotovaru.	73
Obr. 6.2. Rozložení napětí na tříse při frézování.	74
Obr. 6.3. Plastické přetvoření na tříse.....	75
Obr. 6.4. Teplotní pole vyvozené plastickou deformací.....	75
Obr. 6.5. redukované napětí a tvar třísky při 2D frézování.....	75
Obr. 6.6. Síly pro 2D simulaci frézování.	76
Obr. 6.7 Model pro výpočet frézování	77
Obr. 6.8 Redukované napětí na nástroji.	78
Obr. 6.9 Síly vypočtené v programu Matlab.....	79
Obr. 6.10 Silové působení na nástroj.	79
Obr. 6.11 Model frézování pro srovnání s experimentem.	80
Obr. 6.12 Průběh osových sil F_x pro experiment a simulaci.....	80
Obr. 6.13 Průběh osových sil F_y pro experiment a simulaci.....	80
Obr. 6.14 Průběh osových sil F_z pro experiment a simulaci.....	81
Obr. 6.15 Průběh celkové síly F pro experiment a simulaci.....	81

SEZNAM TABULEK

Tab. 2.1. Výpočty úhlu roviny maximálních smykových napětí dle různých autorů [49]	16
Tab. 2.2. Parametry obrábění pro testy trvanlivosti.	24
. Tab. 2.3. Parametry použité frézy ZPS-FN 120517.	24
Tab. 3.1 Konstanty materiálového modelu J-C pro materiál ČSN 12050.	36
Tab. 3.2 Kritéria porušení materiálu [74].	39
Tab. 3.3. konstanty J-C lomového pravidla pro materiál ČSN 12 050.	40
Tab. 3.4 Řezná síla pro jednotlivá nastavení parametrů sítě a hourglassingu.	48
Tab. 3.5 Velikosti experimentálních a simulovaných sil.	53
Tab. 3.6 Tvary a red. napětí třísek simulace a experimentu pro úhly čela, shora -5°, 0°, 5°, 10°	55
Tab. 5.1 Velikosti sil v jednotlivých časových úsecích n .	65
Tab. 5.2. Složení oceli ASP 30 [88]	66
Tab. 5.3. Mechanické vlastnosti materiálu ASP30 [88]	67
Tab. 6.1. Parametry obrábění pro simulaci 3D frézování.	77

SEZNAM SYMBOLŮ

Symbol	Jednotka	Význam
A	[MPa]	Materiálová konstanta
A_D	[mm ²]	Jmenovitá plocha řezu
A_{sh}	[mm ²]	Plocha roviny maximálních smykových napětí
$B,$	[MPa]	Materiálová konstanta
B_0	[MPa]	Materiálová konstanta
C	[-]	Matrice tlumení
C	[-]	Konstanta
E	[GPa]	Modul pružnosti
F	[N]	Výslednice řezných sil
F_c	[N]	Řezná síla
F_{cN}	[N]	Řezná síla v rovině normálové
F_f	[N]	Posuvová síla
F_j	[N]	Celkové síly působící na řezný nástroj
F_p	[N]	Pasivní složka výslednice řezných sil
F_{sh}	[N]	Tangenciální síla v rovině stříhu
F_{shN}	[N]	Normálová síla v rovině stříhu
F_{tr}	[N]	Síla třecí v rovině stříhu
F_x	[N]	Složka výslednice řezných sil v ose x
F_y	[N]	Složka výslednice řezných sil v ose y
F_z	[N]	Složka výslednice řezných sil v ose z
F_γ	[N]	Tangenciální síla působící na čele nástroje
$F_{\gamma N}$	[N]	Normálová síla působící na čele nástroje
I_{krit}	[MPa]	Hustota energie
J_1, J_2	[mm ⁴]	Osový kvadratický moment

K	[-]	Materiálová konstanta
K	[-]	Matice tuhosti
K_t	[MPa]	Konstanta závislé na jmenovité tloušťce třísky
K_T	[MPa]	Konstanta zjištěna experimentálně
K_r	[MPa]	Konstanta závislé na jmenovité tloušťce třísky
K_R	[MPa]	Konstanta zjištěna experimentálně
L	[mm]	Délka vyložené části nástroje
M	[-]	Matice hmotnosti
M_k	[Nm]	Krouticí moment
M_o	[Nm]	Ohybový moment
M_x	[Nm]	Krouticí moment v ose x
M_y	[Nm]	Krouticí moment v ose y
M_z	[Nm]	Krouticí moment v ose z
N	[-]	Počet zubů
R	[N]	Vnitřní řezný odpor materiálu
R	[mm]	Poloměr zaoblení špičky
R_a	[μm]	Drsnost povrchu
R_{eq}	[mm]	Ekvivalentní rádius
T	[°C]	Teplota materiálu
T_{melt}	[°C]	Teplota tavení
T_{room}	[°C]	Teplota tavení materiálu
U	[-]	Matice posuvu
W_o	[MPa]	Ohybový modul
W_k	[MPa]	Průřezový modul krutu
a_p	[mm]	Hloubka záběru hlavního ostří
a_e	[mm]	Šířka záběru hlavního ostří
b_D	[mm]	Jmenovitá šířka řezu
c	[m.s^{-1}]	Rychlost zvuku
c_0	[-]	Materiálová konstanta

d	[mm]	Vzdálenost uzlů
d_{krit}	[mm]	Kritická vzdálenost uzlů
f	[-]	Index napětí
f_z	[mm]	Posuv na zub
f_{cs}	[s ⁻¹]	Faktor Cowper-Symondův
h_D	[mm]	Jmenovitá tloušťka řezu
h_{DC}, h_j, h_a	[mm]	Tloušťka třísky
h_w	[mm]	Výška zubu
k_c	[MPa]	Měrný řezný odpor
k_β	[-]	Konstanta
l	[mm]	Charakteristický rozměr prvku
m	[-]	Materiálová konstanta
m_o	[mm]	Vzdálenost od působíště síly
n	[-]	Materiálová konstanta
n	[m.min ⁻¹]	Otáčky
p	[-]	Konstanta zjištěna experimentálně
q	[-]	Konstanta zjištěna experimentálně
r_j	[mm]	Průměr jádra nástroje
t^{crit}	[s]	Čas napěťové vlny
v_c	[m.min ⁻¹]	Řezná rychlost
v_f	[m.min ⁻¹]	Posuvová rychlost
v_{rel}	[m.min ⁻¹]	Relativní rychlost
w	[mm]	Průhyb nosníku
w_f	[mm]	Průhyb nástroje
r_n	[mm]	Rádus řezné hrany
z	[-]	Počet zubů

Řecký symbol	Jednotka	Význam
Δt	[s]	Časový krok
ΔF_c	[N]	Změna řezná síly
Λ	[-]	Součinitel přechování třísky
Φ	[°]	Úhel sklonu střižné roviny
α_o	[°]	Nástrojový ortogonální úhel hřbetu
β	[°]	Úhel stoupání šroubovice
β_o	[°]	Nástrojový ortogonální úhel břitu
β_o, β_1	[-]	Materiálové konstanty
γ_o	[°]	Nástrojový ortogonální úhel čela
ε	[-]	Plastické přetvoření
ε_{krit}	[-]	Kritické plastické přetvoření
$\bar{\varepsilon}^p$	[-]	Redukované plastické přetvoření
$\dot{\varepsilon}$	[s ⁻¹]	Rychlost přetvoření
$\dot{\varepsilon}^p$	[s ⁻¹]	Rychlost redukovaného přetvoření
θ	[°]	Pootočení pozice středu oblouku
κ_r	[°]	Úhel nastavení hlavního ostří
λ_s	[°]	Úhel sklonu hlavního ostří
λ_t	[°]	Třecí úhel
μ	[-]	Koeficient l tření
μ_d	[-]	Dynamický koeficient tření
μ_s	[-]	Statický koeficient tření
ρ	[kg.m ⁻³]	Hustota materiálu
σ	[MPa]	Skutečné napětí
σ	[MPa]	Normálového napětí podél čela nástroje
σ_{Do}	[MPa]	Dovolené napětí v ohybu
σ_{krit}	[MPa]	Intenzita napětí
σ_f, σ_I	[MPa]	Maximální hlavní napětí

σ_f	[MPa]	Intenzita napětí
σ_o	[MPa]	Ohybové napětí
σ_x	[MPa]	Smluvní normálové napětí
τ_k	[MPa]	Smykové napětí
τ_{sh}	[MPa]	Smykové napětí ve střížné rovině
τ_{xy}	[MPa]	Smluvní smykové napětí ve střížné rovině
$\varphi, \varphi_j, \varphi_s, \varphi_1, \varphi_2$	[°]	Úhel záběru
φ_p	[-]	Konstanta

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK

Zkratka	Popis zkratky
ALE	Arbitrary Lagrangian-Eulerian
CAD	Computer-Aided Design
CAE	Computer-Aided Engineering
CAM	Computer-Aided Manufacturing
CNC	Computer Numeric Control
MKP	Metoda Konečných Prvků
PVD	Fyzikální proces povlakování
RE	Reverse Engineering
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamice
STL	Stereolithografie

SEZNAM VLASTNÍCH PRACÍ VZTAHUJÍCÍ SE K TÉMATU DISERTAČNÍ PRÁCE

1. ZOUHAR, J. Engineering analysis in CAD systéme. In *LVEM - Low Voltage Electrical Machines*. BUT, Brno, Šlapanice, 2006, p.286-292. ISBN 80-214-3159-8.
2. ZOUHAR, J.; PÍŠA, Z.; SEDLÁK, J.; SEDLÁČEK, J. Produktivní obrábění s využitím metod reverzního inženýrství. In *Frézování IV*. FSI, VUT v Brně, 2007 p.189-196. ISBN 80-214-3239-X.
3. ZOUHAR, J.; POLZER, A.; CIHLÁŘOVÁ, P. Napjatostně-deformační analýza moderních řezných nástrojů. *FSI Junior konference 2007*. Vysoké učení technické v Brně, FSI, Brno, 2008, p.118-125. ISBN 978-80-214-3565-0.
4. ZOUHAR, J.; PÍŠKA, M. Analýza moderních HSS fréz. *MM Průmyslové spektrum*, Vol.2008, No.3, p.64-66. ISSN 1212-2572.
5. ZOUHAR, J.; PÍŠKA, M. Modelling of the Orthogonal Machining Process using Cutting Tools with Different Geometry. In *MATAR PRAHA 2008, Part 2: Testing, Technology. 1*. Praha: SMT - Society for Machine Tools, 2008. p. 81-86. ISBN: 978-80-904077-0-1.
6. ZOUHAR, J.; PÍŠKA, M. Modelling the orthogonal machining process using cutting tools with different geometry. *MM Science Journal*, 2008, roč. 1, č. 4, p. 49-52. ISSN: 1803-1269.
7. ZOUHAR, J.; PÍŠKA, M. Stress-strain analysis of modern end milling HSS cutters. In *Transfer 2008*. 1. Trenčín, SK: Digital graphic, 2008. p. 76. ISBN: 978-80-8075-357-3.
8. ZOUHAR, J.; POLZER, A. Simulace tvorby třísky a opotřebení frézovacích nástrojů pomocí explicitní MKP. In *FSI Junior konference 2008 Prezentace vědeckovýzkumných prací doktorandů*. Brno: VUT v Brně, 2009. p. 219-225. ISBN: 978-80-214-3834-7.
9. PÍŠKA, M.; ZOUHAR, J.; POLZER, A. Stress-strain analysis of end milling HSS cutters reflecting the wear process. *CIRP Annual Meeting 2009*. 2009-01-29/5.3. Paříž, Francie: CIRP, 2009. s. 1-6.

PŘÍLOHY

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha 1. Program pro výpočet sil při frézování.

Příloha 2. Vstupní soubor výpočtu pro ortogonální obrábění.